

**Цільова комплексна програма НАН України
«Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій,
споруд та машин»**

***Збірник наукових статей за результатами,
отриманими в 2010–2012 pp.***

Науковий керівник — академік Б.С. Патон

До збірника ввійшли статті, які підготовлені за результатами цільової комплексної програми НАН України «Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин», отриманими впродовж 2010–2012 рр., до реалізації якої було залучено 26 інститутів НАН України. Мета програми – розробка методологічних основ прогнозування залишкового ресурсу конструкцій, створення методів, технічних засобів і технологій для оцінки технічного стану та подовження термінів експлуатації техногенно та екологічно небезпечних об'єктів. Для наукових співробітників, інженерів, студентів старших курсів, зайнятих розробкою та експлуатацією конструкцій, споруд та машин.

Керівник видавничого проекту О.Т. Зельніченко

Редактори В.І. Котляр, Б.В. Хитровська, Т.В. Юштіна

Комп'ютерна верстка Л.М. Герасименко, Т.Ю. Снегірьова, А.І. Сулима

Дизайн обложки Д.І. Середа

Свідоцтво серія ДК № 166 від 6 вересня 2000 р.

© Інститут електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України, 2012

ЗМІСТ

Передмова	11
Розділ 1. Розробка методологічних основ оцінки технічного стану та обґрунтування безпечної терміну експлуатації конструктивних елементів об'єктів підвищеної небезпеки на території України (керівник розділу – акаадемік НАН України В.І. Махненко)	13
<i>Махненко В.І., Великоіваненко О.А., Міленін О.С., Розинка Г.П., Півторак Н.І.</i> Розрахункова методика оцінки ефективності постановки муфт (бандажів) у зоні стоншення стінки магістрального трубопроводу (проект 1.1.1)	15
<i>Ориняк І.В., Красовський А.Я., Бородій М.В., Агеєв С.М.</i> Розробка методики для визначення допустимої товщини стінки трубопроводів АЕС при ерозійно-корозійному зношуванні матеріалу (проект 1.1.2)	18
<i>Тубольцев Л.Г., Корченко В.П., Поляков В.Ф., Голубых Г.Н., Падун Н.И.</i> Методологические подходы к обеспечению промышленной безопасности работы кислородных конвертеров (проект 1.2)	28
<i>Мильман Ю.В., Никифорчин Г.М., Грінкевич К.Е., Цирульник О.Т., Греділь М.І.</i> Оцінювання експлуатаційної деградації властивостей сталей магістральних трубопроводів з використанням підходів локального індентування, механіки руйнування та хімічного опору матеріалів (проект 1.3.1, 1.3.2)	34
Розділ 2. Розробка методів і нових технічних засобів неруйнівного контролю та діагностики стану матеріалів і виробів тривалої експлуатації (керівник розділу – акаадемік НАН України З.Т. Назарчук)	41
<i>Скальський В.Р., Клім Б.П., Почапський Є.П., Плахтій Р.М., Станкевич О.М., Рудавський Д.В., Толопко Я.Д., Великий П.П., Долішній П.М., Коссак Ю.З.</i> Двопроцесорна телеметрична акусто-емісійна система моніторингу об'єктів тривалої експлуатації (проект 2.1)	46
<i>Яворський І.М., Кравець І.Б., Юзефович Р.М., Стецько І.Г., Мацько І.Й.</i> Розробка інформаційно-вимірювальної системи для багатомірної діагностики обертових вузлів машинних комплексів (проект 2.2)	50
<i>Лобанов Л.М., Півторак В.А., Киянець І.В., Савицький В.В., Савицька О.М.</i> Розробка технології та обладнання для оперативного контролю методом електронної ширографії точкових зварних з'єднань з використанням термічного навантаження (проект 2.3)	57
<i>Владимирский А.А., Владимирский И.А., Криворучко И.П., Криворот А.А., Савчук Н.П.</i> Разработка методов, аппаратных и программных средств контроля параметров подъемно-транспортного оборудования (проект 2.4)	62
<i>Джала Р.М., Вербенець Б.Я., Підгірняк Я.Є., Мельник М.І., Червінка О.О.</i> Методологія і апаратура оперативних комплексних обстежень підземних трубопроводів (проект 2.5)	66
<i>Муравський Л.І., Вороняк Т.І., Іваницький Я.Л., Куць О.Г., Гасъкевич Г.І., Голінський І.С., Дрималик А.Р., Ільчишин Б.Д., Кметь А.Б.</i> Оптико-цифровий комплекс для мікродіагностики стану поверхні, деформацій та прихованих дефектів у композитних елементах авіаконструкцій (проект 2.6)	71
<i>Недосєка А.Я., Недосєка С.А., Грузд А.А., Яременко М.А., Овсієнко М.А.</i> Розробка та відпрацювання на підприємстві системи безперервного акусто-емісійного діагностування технологічних трубопроводів, що працюють при підвищених параметрах тиску і температур (проект 2.7)	75

РЕСУРС

<i>Троїцький В.О., Шевченко І.Я., Попов В.Ю.</i> Розробка технології неруйнівного контролю та портативного обладнання для визначення корозійних уражень хімнафтрезервуарів внаслідок тривалого часу їх експлуатації (проект 2.8)	81
<i>Учанін В.М., Тетерко А.Я., Рибачук В.Г.</i> Створення технологій вихрострумового контролю для виявлення експлуатаційних дефектів конструкцій із феромагнітних матеріалів (проект 2.9)	87
<i>Шульженко М.Г., Гонтаровський П.П., Матюхін Ю.І., Гармаш Н.Г., Гонтаровський В.П.</i> Розробка системи діагностики термоанапруженої стану та лічильника ресурсу роторів турбін (проект 2.10)	92
<i>Рижиков В.Д., Ополонін О.Д., Гриньов Б.В., Волков В.Г., Лисецька О.К., Галкін С.М., Воронкін Є.Ф.</i> Попередні випробування приймально-детектуючого тракту для дефектоскопії (проект 2.11)	97
<i>Русин Б.П., Сиротюк А.М., Капіш О.В., Білій О.Л., Варецький Я.Ю.</i> Розроблення діагностично-експертного комплексу для оцінювання надійності та ризику руйнування відповідальних трубопровідних систем тривалої експлуатації (проект 2.12)	101
<i>Троїцький В.О., Бондаренко О.Г., Глуховський В.Ю.</i> Особливості створення засобів для оцінки параметрів дефектів тепловим неруйнівним контролем (проект 2.13)	105
Розділ 3. Розробка методів захисту від корозії елементів конструкцій об'єктів тривалої експлуатації (керівник розділу – чл.-кор. НАН України В.І. Похмурський)	111
<i>Студент М.М., Гвоздецький В.М., Ступницький Т.Р., Дзвоба Ю.В., Сірак Я.Я.</i> Розробка методу захисту від корозійно-ерозійного зношування ущільнювальних поверхонь трубопровідної запірної арматури теплових електростанцій (проект 3.1.1)	115
<i>Переплетчиков Е.Ф., Рябцев И.А.</i> Разработка технологии плазменно-порошковой наплавки уплотнительных поверхностей штоков вентиляй (проект 3.1.2)	119
<i>Лебедєв Є.В., Ласковенко Н.М.</i> Оптимізація процесу отримання ефективних органо-неорганічних модифікаторів плівковірних полімерів та розробка технології створення новихnanoструктурзованих антикорозійних покріттів широкого призначення (проект 3.2)	122
<i>Похмурський В.І., Хома М.С., Архипов О.Г.</i> Розроблення імпульсного методу корозійного моніторингу та виготовлення технічних засобів для оцінки критичного стану обладнання хімічної промисловості, що працює за підвищених параметрів (проект 3.3)	127
<i>Осадчук С.О., Ниркова Л.І., Рибаков А.О., Мельничук С.Л., Гапула Н.О., Шпільський І.М.</i> Моніторинг атмосферної корозії металоконструкцій тривалої експлуатації (проект 3.4)	131
<i>Похмурський В.І., Зінь І.М., Білій Л.М.</i> Інгібовані поліуретанові покріття для зварних ділянок магістральних трубопроводів (проект 3.5)	136
<i>Цирульник О.Т., Рещенко І.О.</i> Діагностування експлуатаційної деградації конструкційних сталей тривалої експлуатації за їх схилністю до водневого мікророзтріскування (проект 3.6)	141
Раздел 4. Разработка эффективных методов оценки и продления ресурса объектов атомной энергетики (руководитель раздела – академик НАН Украины И.М. Неклюдов)	145
<i>Кальченко А.С., Брык В.В., Воеводин В.Н., Лазарев Н.П., Бородин О.В., Мельниченко В.В., Лымарь Р.И., Василенко Р.Л., Назаренко Е.А., Пермяков А.В., Пилипенко Н.Н., Шевцов А.Б., Автушко А.А.</i> Разработка методики обоснования возможности продления срока безопасной эксплуатации внутренних устройств атомных реакторов ВВЭР-1000 (проект 4.1)	149

<i>Борц Б.В., Неклюдов І.М., Воєводин В.М., Рибальченко Н.Д., Ситін В.І., Воробйов І.О., Короткова І.М., Лопата О.О., Лопата О.Т., Марченко Ю.О. Підвищення ресурсу експлуатації трубопроводів АЕС за рахунок застосування довгомірних композиційних вставок з різномірних матеріалів (проект 4.2)</i>	154
<i>Воєводін В.М., Стоєв П.І., Тихоновський М.А., В'югов П.М., Великодний О.М., Грицина В.М., Андрієвська Н.Ф., Єфімов О.А., Мазін А.І., Панов В.А. Розробка методів визначення характеристик тріщиностійкості тонкостінних твельних труб зі сплавів цирконію (проект 4.3)</i>	158
<i>Красноруцький В.С., Грицина В.М., Петельгузов І.А., Зуйок В.А., Третьяков М.В., Рудъ Р.О. Підвищення ресурсу і надійності старіючого устаткування першого контуру АЕС з реакторами ВВЕР-1000 шляхом оптимізації водно-хімічного режиму (проект 4.4)</i>	164
<i>Білоус В.А., Ломіно М.С., Марінін В.Г., Коваленко В.І., Задніпровський Ю.О., Єрмоленко І.Г. Розробка іонно-плазмових захисних покриттів для збільшення експлуатаційного ресурсу деталей пароводяного тракту другого контуру АЕС (проект 4.5)</i>	168
<i>Соколенко В.И., Хажмурадов М.А., Волчок О.И., Винокуров Э.И., Григорова Т.К., Сибилева Р.М. Оптимизация выбора адсорбентов для восстановления фильтров систем вентиляции АЭС (проект 4.6)</i>	172
<i>Лавриненко С.Д., Пилипенко Н.Н., Бобров Ю.П., Вьюгов П.Н., Доля И.Б., Танциора И.Г., Коблик Д.В., Стадник Ю.С. Разработка технологии получения сплава Zr-1 % Nb на основе магниевомагнического циркония для повышения ресурса эксплуатации элементов активной зоны ядерных реакторов в Украине (проект 4.7)</i>	176
<i>Крохмаль С.А. Повышение стойкости сложнопрофильных деталей узлов запорной арматуры, используемой в оборудовании АЭС и ТЭС (проект 4.8)</i>	180
<i>Неклюдов І.М., Ожигов Л.С., Гоженко С.В., Петухов В.В., Шаповал І.М., Шрамченко С.В. Впровадження на енергоблоках АЕС України ефективних методів неруйнівного контролю для оцінки напружено-деформованого стану та залишкового ресурсу корпусів реакторів та трубопроводів (проект 4.9)</i>	185
<i>Базалеев Н.И., Брюховецкий В.В., Клепиков В.Ф., Литвиненко В.В. Термографический метод неразрушающего контроля дефектных структур в металлах и сплавах на основе циклической активации упругими напряжениями (проект 4.10)</i>	191
<i>Учанін В.М., Найдя В.Л. Розробка вихрострумових зондів підвищеної чутливості та роздільної здатності для оцінки технічного стану теплообмінних труб парогенераторів (проект 4.11)</i>	197
<i>Степанов Г.В., Мамеев И.А. Исследование возможности использования нестационарных тепловых и электромагнитных полей для повышения характеристик трещиностойкости металла (проект 4.12)</i>	202
<i>Харченко В.В., Чирков А.Ю., Кобельский С.В., Кравченко В.И. Развитие методики упругопластического расчета на сопротивление разрушению элементов конструкций АЭС (проект 4.12)</i>	205
<i>Забулонов Ю.Л., Буртняк В.М., Золкін І.О., Одукалець Л.А. Підвищення безпеки енергоблоків АЕС шляхом удосконалення системи контролю викидів тритію та углецю (проект 4.13)</i>	210
<i>Касаткин О.Г., Царюк А.К., Скульський В.Ю., Гаврик А.Р., Моравецький С.І., Німко М.А., Стрижиус Г.Н., Теровець Н.В. Односторонняя сварка плакированных трубопроводов первого контура при ремонте и реконструкции энергоблоков АЭС (проект 4.14)</i>	215
<i>Кошовий В.В., Романишин І.М., Мокрій О.М., Романишин Р.І., Шарамага Р.В., Кірієнко А.В., Семак П.М., Козловський Т.М. Розвиток технологій ультразвукової комп'ютерної томографії на розсіяному сигналі для оцінювання параметрів стану металу товстостінних трубопроводів АЕС (проект 4.15)</i>	221

РЕСУРС

<i>Федорченко Д.В., Хажмурадов М.А., Ястребенецький М.О.</i> Аналіз безвідмовності та довговічності детекторів нейтронного потоку АЕС (проект 4.16)	228
Розділ 5. Підвищення надійності та подовження ресурсу енергетичного обладнання і систем (керівник розділу – акаадемік НАН України А.А. Долінський)	233
<i>Сігал І.Я., Сміхула А.В., Домбровська Е.П., Колчев В.О.</i> Розробка технології і обладнання для подовження ресурсу промислових парових котлів потужністю до 20 МВт з покращенням теплотехнічних і екологічних показників (проект 5.1)	234
[Майстренко О.Ю.] , <i>Дунаєвська Н.І., Топал О.І., Голенко І.Л.</i> Розробка та відпрацювання методів підвищення ефективності роботи твердопаливних котлоагрегатів та енергоблоків 300 МВт (проект 5.2.1)	238
<i>Царюк А.К., Іваненко В.Д., Скульський В.Ю., Моравецький С.И., Гаврик А.Р., Стрижиус Г.Н., Нимко М.А., Мазур С.И., Тройняк А.А., Один Ю.В., Деркач О.В., Курган Р.И.</i> Технология ремонтной сварки узлов котлоагрегатов без последующей термообработки (проект 5.2.2)	243
<i>Мацевитый Ю.М., Шульженко Н.Г., Голошапов В.Н.</i> Оценка остаточного ресурса барабанов котлов ТП-100 и ТГМЕ-464А для энергоблоков мощностью 200 МВт ТЭС и 100 МВт ТЭЦ с целью продления срока их эксплуатации (проект 5.3)	250
<i>Кулик М.М., Дубовський С.В., Дръюмін І.В., Бабін М.Є.</i> Подовження ресурсу та підвищення надійності енергоблоків ТЕС з використанням системних електро-термічних споживачів-регуляторів частоти та потужності (проект 5.5.1)	257
<i>Титко О.І., Мислович М.В., Ахременко В.Л., Зварич В.М., Остапчук Л.Б., Сисак Р.М., Гижко Ю.І., Титко В.О.</i> Створення методів і системи вібродіагностики та визначення залишкового ресурсу вузлів турбогенераторів ТЕС при їх роботі в базових режимах (проект 5.5.2)	262
<i>Розов В.Ю., Реуцький С.Ю., Пилигіна О.Ю., Добродєєв П.М., Єрісов А.В.</i> Система дистанційної магнітодіагностики цілісності феромагнітних конструкцій (проект 5.6)	270
<i>Тарелин А.А., Михайліенко В.Г., Гиль З.П., Князева О.І., Лук'янов Е.Ф., Хиневич А.Е.</i> Пути снижения коррозионного и эрозионного разрушения энергетического оборудования при усовершенствовании методов подготовки питательной воды (проект 5.7)	275
<i>Кобзар С.Г., Халатов А.А.</i> Зменшення еrozії топкових екранів шляхом керування структурою течії в об'ємі топки котла ТПП-312 (проект 5.8)	279
<i>Фіалко Н.М., Шеренковский Ю.В., Прокопов В.Г., Алешко С.А., Меранова Н.О., Тимошенко А.Б., Абдулин М.З., Бутовский Л.С.</i> Повышение долговечности и надежности горелочных устройств стабилизаторного типа путем применения специальных систем их охлаждения (проект 5.9)	284
<i>Григоренко Г.М., Сміян О.Д., Капітанчук Л.М., Буткова О.І., Соломійчук Т.Г.</i> Деградація металу під час тривалої експлуатації та її вплив на працездатність лопаток парової турбіни (проект 5.10)	288
<i>Вольчин І.А., Макарчук В.М., Бистрий А.І., Руденко Л.М.</i> Підвищення ефективності та подовження ресурсу роботи існуючих електростатичних фільтрів вугільних ТЕС України (проект 5.11)	299
[Кривенюк В.В.] , <i>Усков Е.І., Кучер Н.К., Мухопад Г.В., Авраменко Д.С.</i> Прогнозирование длительной прочности и ползучести конструкционных сталей и сплавов тепловых электростанций на сроки высокотемпературной эксплуатации до 300 тыс. ч (проект 5.12)	303
<i>Верлань А.Ф., Мит'ко Л.О., Дячук О.А., Федорчук В.А.</i> Математичне та комп'ютерне забезпечення розробок випробувальних стендів силових установок енергетичного і транспортного призначення (проект 5.13)	310

Розділ 6. Створення систем моніторингу технічного стану трубопроводів і об'єктів газо- та нафтопереробної промисловості (керівник розділу — чл.-кор. НАН України А.Я. Красовський)	315
<i>Красовський А.Я., Оріняк І.В., Бородій М.В., Батура А.С., Богдан А.В. Оцінка технічного стану та аналіз ризиків магістральних газопроводів «Уренгой–Помари–Ужгород» і «Прогрес» з метою декларування їх безпеки та подовження терміну експлуатації (проект 6.1)</i>	318
<i>Ниркова Л.І., Осадчук С.О., Шпільський І.М. Розроблення методики розрахунку імовірності корозійного розтріскування від напруження ділянки магістрального газопроводу (проект 6.2.1)</i>	328
<i>Андрейків О.Є., Кушнір Р.М., Цирульник О.Т. Залишкова довговічність проблемної ділянки магістрального газопроводу «Уренгой–Помари–Ужгород» (проект 6.2.2)</i>	333
<i>Радченко С.А., Оріняк І.В., Богдан А.В. Методи оцінки дефектів форми кільцевих зварних з'єднань трубопроводів в районах шахтних виробіток (проект 6.3.1)</i>	337
<i>Анциферов А.В., Шнєєр В.Р., Грищенков М.М., Бліннікова О.В., Рахманова Т.І., Квашук О.Ю., Терещук Ю.О. Методика визначення деформованого стану підземних трубопроводів від горизонтального зрушення довколишнього ґрунту на підроблюваних територіях (проект 6.3.2)</i>	343
<i>Рыбаков А.А., Филипчук Т.Н., Гончаренко Л.В. Трециноподобные дефекты технологического происхождения в сварных соединениях газо-, нефтепроводных труб (проект 6.4)</i>	347
<i>Савицький М.М., Савицький О.М., Ващенко В.М., Шкрабалюк Ю.М., Коровін І.А. Вплив активуючого флюсу на технологічні показники орбітального аргонодугового зварювання (проект 6.5)</i>	354
<i>Васильев Ю.С., Паршутина Л.С. Повышение работоспособности и продление ресурса действующих трубопроводов путем разработки и применения технологии формирования kleesварных и металлополимерных муфт (проект 6.6)</i>	359
<i>Гонкало О.П., Музика М.Р., Каток О.А., Швець В.П. Експериментальне визначення механічних властивостей металу характерних зон зварного з'єднання трубопроводу після тривалої експлуатації (проект 6.7.2)</i>	364
Розділ 7. Підвищення надійності та подовження ресурсу мостів, будівельних, промислових і транспортних конструкцій (керівник розділу — академік НАН України Л.М. Лобанов)	369
<i>Григоренко Г.М., Зеленин В.И., Полещук М.А., Кавуненко П.М., Зеленин Е.В., Майстренко А.Л., Лукаш В.А. Упрочнение наплавкой трением с перемешиванием никелем медных стенок кристаллизаторов машин непрерывного литья заготовок (проект 7.1.1)</i>	373
<i>Борисов Ю.С., Демьянов И.А., Вигилянская Н.В. Разработка технологии упрочнения и восстановления узких стенок кристаллизаторов МНЛЗ путем нанесения псевдосплавных покрытий способом электродуговой металлизации (проект 7.1.4)</i>	377
<i>Большаков В.И., Муравьева И.Г., Тогобицкая Д.Н., Семенов Ю.С., Белошапка Е.А., Шумельчик Е.И. Разработка и реализация в составе АСУ ДП № 9 ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог» автоматизированных способов контроля, прогноза и управления плавкой (проект 7.2)</i>	381
<i>Гарф Э.Ф., Дядин В.П., Юхимец П.С., Нехотячий В.А., Дмитриенко Р.И. Усовершенствование методологии определения технического состояния и обоснование сроков безопасной эксплуатации баллонов (проект 7.3)</i>	386
<i>Узлов И.Г., Пучиков А.В., Узлов О.В., Кныш А.В., Дементьевая Ж.А., Позняков В.Д., Жданов С.Л., Максименко А.А. Новая высокопрочная экономичная сталь для грузовых вагонов нового поколения (проект 7.4)</i>	392

РЕСУРС

<i>Шаповалов Є.В., Коляда В.О., Луценко Н.Ф., Топчев Д.Д.</i> Розробка та дослідження сучасних засобів автоматизованого контролю геометричних параметрів залізничних колій (проект 7.5)	399
<i>Ушаков В.Ф.</i> Модернізація тележек основних типов грузових вагонов для підвищення их безпосности движения, эксплуатационных качеств и ресурса (проект 7.6)	404
<i>Лобанов Л.М., Пивторак В.А., Савицкий В.В., Ткачук Г.И.</i> Разработка технологии неразрушающего определения остаточных напряжений в сварных конструкциях на основе использования локального импульса тока и электронной спектр-интерферометрии (проект 7.7)	410
<i>Лобанов Л.М., Пащин Н.А., Ткачук Г.И., Савицкий В.В., Миходуй О.Л., Шиян К.В., Жыгинас В.В., Лященко А.П., Жученко В.В.</i> Влияние электродинамической обработки на напряженное состояние легких сплавов (проект 7.7.1)	414
<i>Кондратенко І.П., Жильцов А.В., Божко І.В., Васюк В.В.</i> Дослідження електрофізичних процесів у електродній системі неруйнівного визначення залишкових напружень (проект 7.7.2)	420
<i>Гаврилюк В.П., Бабаскін Ю.З., Шипицин С.Я., Локтіонов-Ремізовський В.А., Короленко В.П., Іванченко В.Г., Золотар Н.Я.</i> Нові рейкові та колісні сталі і колодковий чавун для залізничного транспорту недалекого майбутнього (проект 7.8)	426
<i>Лобанов Л.М., Лебедев В.А., Максимов С.Ю.</i> Использование импульсных алгоритмов работы механизированного оборудования для расширения возможностей сварки в защитных газах (проект 7.9)	430
<i>Синеок А.Г., Герасименко А.М., Рябоконь В.Д., Рябцев К.В., Гоцулляк А.А.</i> Разработка технологий сварки атмосферостойкого проката классов прочности С355-500 МПа, обеспечивающих повышение ресурса эксплуатации мостов (проект 7.10)	436
<i>Прокопенко Г.І., Мордюк Б.М., Красовський Т.А., Книш В.В., Соловей С.О., Волочай В.В.</i> Нове ультразвукове обладнання для зміцнення зварних з'єднань високочастотною механічною проковкою (проект 7.11)	442
<i>Походня И.К., Явдошин И.Р., Скорина Н.В., Фольборт О.И.</i> Новые электроды для восстановительной наплавки железнодорожных крестовин (проект 7.12)	452
<i>Мислович М.В., Городжа А.Д., Остапчук Л.Б., Сисак Р.М., Городжа К.А., Новотарський Ю.О., Трощинський Б.О.</i> Створення методів та системи ударної діагностики для визначення технічного стану та подовження ресурсу будівельних та мостових конструкцій (проект 7.13)	456
<i>Гогаев К.А., Волощенко С.М.</i> Особенности термообработки литых деталей навесного оборудования для сельхозтехники (проект 7.14)	464
<i>Чвертко П.М., Горонков М.Д., Виноградов М.А., Самотрясов С.М., Сисоев В.Ю.</i> Стикове зварювання арматури залізобетону безпосередньо на будмайданчику (проект 7.15)	468
<i>Левченко О.Г., Левчук В.К., Гончарова О.М.</i> Гігієнічна оцінка рівнів магнітних полів під час контактного точкового зварювання (проект 7.16)	472
<i>Мазур А.А., Савицкий М.М., Любовная Л.Б., Понафіденко Л.Н., Супруненко В.А., Коровин И.А.</i> Разработка рекомендаций по технико-экономическим условиям диверсификации поставок природного газа для обеспечения потребностей хозяйственного комплекса Украины (проект 7.17)	475
Розділ 8. Розробка технологій ремонту та відновлення елементів конструкцій об'єктів підвищеної небезпеки з метою продовження терміну їх експлуатації (керівник розділу – академік НАН України К.А. Ющенко)	477
<i>Паустовський О.В., Ткаченко Ю.Г., Алфінцева Р.А., Кириленко С.М., Юрченко Д.З., Анісимов Г.М.</i> Розробка електродних матеріалів та реалізація технології електроіскрового зміцнення і відновлення зношених деталей (проект 8.1)	478

<i>Похмурский В.І., Студент М.М., Гвоздецький В.М., Ступницький Т.Р.</i> Технологія підвищення абразивної зносостійкості деталей листовивідної системи поліграфічних машин (проект 8.2)	485
<i>Хорунов В.Ф., Стефанив Б.В., Сабадаш О.М., Воронов В.В.</i> Особенности технологий ремонта буровых долот с алмазно-твердосплавными резцами (проект 8.3)	488
<i>Ющенко К.А., Малащенко И.С., Мазурак В.Е., Кушнарева Т.Н., Завидонов В.Ю.</i> Новый подход к ремонту створок сопла реактивного двигателя из жаропрочного никелевого сплава ЖС6К (проект 8.4)	494
<i>Ющенко К.А., Малащенко И.С., Яровицын А.В., Куренкова В.В., Кушнарева Т.Н., Мазурак В.Е.</i> Микроструктурные изменения в металле рабочих лопаток из сплавов ЖС26-НК и ЖС32-ВИ авиационного ГТД при восстановительной термической обработке в вакууме (проект 8.4)	499
<i>Ющенко К.А., Яровицын А.В.</i> Совершенствование технологии восстановления верхней бандажной полки рабочих лопаток авиационного ГТД (проект 8.4)	506
<i>Шлепаков В.М., Гаврилюк Ю.О., Котельчук О.С., Ігнатюк В.М., Косенко П.О., Рохлін О.Н., Топчій О.В.</i> Застосування механізованого зварювання самозахисним порошковим дротом при ремонті металургійного устаткування (проект 8.5)	510
<i>Дабиж Е.В., Лещук А.А., Бондарь И.В., Борисова Н.Н.</i> Получение эрозионно-стойких и жаростойких многослойных покрытий для лопаток ГТД методом микроэлектродугового ионно-плазменного вакуумного распыления материалов (проект 8.6)	517
<i>Кучук-Яценко В.С., Руденко П.М., Гавриши В.С., Наконечный А.А.</i> Технология и оборудование для контактной рельефной сварки деталей стрелочного перевода (проект 8.7)	524
<i>Ющенко К.А., Каходский Ю.Н., Булат А.В., Морозова Р.И., Звягинцева А.В., Самойленко В.И.</i> Исследование и усовершенствование ремонтной наплавки рабочей поверхности облицовки камер рабочего колеса гидроагрегатов (проект 8.8)	529
<i>Лихошва В.П., Пелікан О.А., Шатрава О.П., Дюк Л.М.</i> Технології відновлення зношених робочих органів дробильно-розвідувальних машин (проект 8.9)	533
<i>Цыбанёв Г.В., Ляшенко Б.А., Буйских К.П., Новиков А.И.</i> Оценка усталостного ресурса деталей на разных стадиях эксплуатационного повреждения и после последующего применения ремонтных технологий (проект 8.10)	537
<i>Івасишин О.М., Марковський П.Є., Моляр О.Г.</i> Високоміцні гарячевисаджувальні болти з титанового сплаву BT22 (проект 8.11.1)	542
<i>Федірко В.М., Погрелюк І.М., Пічугін А.Т., Лук'яненко О.Г.</i> Формування функціональних поверхневих шарів на деталях кріплення з титанового сплаву BT22 для забезпечення підвищеної рівня службових характеристик (проект 8.11.2)	547
<i>Сенченков И.К., Рябцев И.А., Червінко О.П., Рябцев И.И., Бабинец А.А.</i> Прогнозирование ресурса эксплуатации наплавленных инструментов и оснастки для горячего деформирования металлов и сплавов (проект 8.12.2)	553
<i>Черепова Т.С., Дмитрієва Г.П., Андрійченко Н.В.</i> Зносостійкі порошкові сплави для зміцнення бандажних полиць лопаток газотурбінних двигунів (проект 8.13)	558
<i>Уварова І.В., Медюх Р.М., Лобунець В.Ф., Медюх Н.Р.</i> Відновлення форми і розмірів зношених деталей машин і механізмів нанесенням композиційних наноструктурованих покріттів з підвищеними фізико-механічними властивостями (проект 8.14)	563
<i>Устинов А.И., Зиньковский А.П., Скородзеевский В.С., Токарь И.Г., Теличко В.А., Тараненко В.Н., Круц В.А.</i> Влияние нанокомпозитных покрытий на основе системы Al–Cr–Fe на демпфирующую способность титановых рабочих лопаток компрессоров АГТД (проект 8.15)	567

РЕСУРС

<i>Ющенко К.А., Борисов Ю.С., Войнарович С.Г., Кислица А.Н., Туник А.Ю., Кузьмич-Янчук Е.К.</i> Микроплазменное проволочное напыление биосовместимых пористых титановых покрытий (проект 8.16.1)	571
<i>Шейкін С.Є., Єфросінін Д.В., Ростоцький І.Ю.</i> Розробка процесу прецизійної обробки сферичних титанових головок ендопротезів кульшового суглоба людини та підвищення їхнього ресурсу (проект 8.16.2)	576
<i>Жудра А.П., Ворончук А.П., Петров А.В., Коцуря В.О.</i> Футеровочные элементы из износостойких наплавленных листов (проект 8.17)	581
Розділ 9. Підготовка нормативних документів і науково-технічних посібників з питань оцінки ресурсу об'єктів тривалої експлуатації (керівник розділу – академік НАН України В.В. Панасюк)	585
<i>Панасюк В.В., Дмитрах І.М., Том Л., Білій О.Л., Сиротюк А.М.</i> Працездатність матеріалів і елементів конструкцій з гострокінцевими концентраторами напружень (проект 9.1)	589
<i>Панасюк В.В., Осташ О.П., Андрейко І.М., Кулик В.В., Дацшин О.П., Іваницький Я.Л., Глазов А.Ю., Ленковський Т.М., Ваврух В.І.</i> Нормативи на сталі для запобігання експлуатаційних дефектів на поверхні кочення суцільно- катаних високоміцних залізничних коліс (проект 9.2)	594
<i>Саврук М.П., Казберук А.</i> Концентрація напружень у твердих тілах з вирізами (проект 9.3)	599
<i>Черватюк В.А., Кушнір І.М.</i> Розроблення державного стандарту України для протикорозійного захисту резервуарів та металоконструкцій (проект 9.4)	603
<i>Позняков В.Д., Маркашова Л.И., Гайворонский А.А., Берникова Е.Н., Алексеенко Т.А., Клапатюк А.В., Шишкевич А.С.</i> Влияние длительной эксплуатации и состава наплавленного металла на формирование структуры и трещиностойкость железнодорожных колес после их восстановления (проект 9.9)	606

ПЕРЕДМОВА

У збірнику наведено результати, отримані на третьому етапі роботи з програмами «Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин» («Ресурс») в 2010–2012 рр. До виконання цієї програми, що складалася з дев'яти розділів і містила 97 проектів, було залучено 26 інститутів 7 відділень НАН України.

Частину робіт присвячено впровадженню результатів попередніх етапів програми у відповідні галузі господарства України й подальшому вдосконалюванню моніторингу технічного стану відповідальних об'єктів.

Для управління надійністю трубопровідного транспорту проведено дослідження експлуатаційної деградації сталі X70 на базі матеріалу магістрального газопроводу Уренгой–Помари–Ужгород. Виявлено суттєве зниження основних характеристик сталі – ударної в'язкості, тріщиностійкості, опору розвитку тріщин корозійної втоми. Встановлено, що основна причина стрес-корозійного руйнування в процесі експлуатації є циклічна складова внутрішнього тиску. Показано, що корозійне середовище прискорює ріст корозійно-втомних тріщин в матеріалі, а також значно знижує поріг циклічної втоми. Сталь X70 більш чутлива до негативного впливу умов експлуатації й наводнювання порівняно зі сталлю X60.

Розроблено технологію формування підсилюючих конструкцій для ремонту локальних дефектів трубопроводу без зупинки транспортування продуктів. Вивчено ефективність зниження кільцевих напружень в стінці труби при монтажі клеєзварних і металокомпозитних муфт. Результати випробувань показали, що установлення металополімерної дротяної муфти значно підвищує тривалу здатність дефектної труби і опірність трубопроводу лавинному руйнуванню.

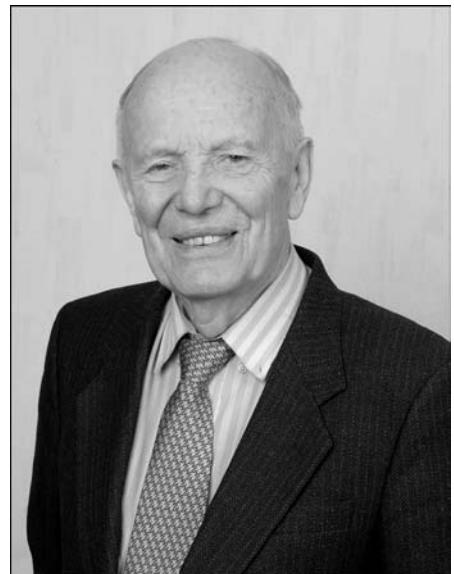
Розроблено технологічний процес виробництва прокату з економнолегованих високоміцних сталей, що мають межу текучості 470–660 МПа та підвищену холодостійкість. Використання нового сталевого прокату при виготовленні металевих конструкцій вантажних вагонів нового покоління дозволить підвищити термін їхньої служби від 23 до 32 років, навантаження на вісь від 23,5 до 25,0 т, збільшити міжремонтний пробіг до 500 тис. км, зменшити масу тари вагона та знизити його вартість на 9,5 тис. грн.

Встановлено, що економна технологія дисперсійного зміцнення нанорозмірними нітридними фазами рейкових та колісних сталей забезпечує підвищення їх механічних та функціональних властивостей.

Розроблено методику безконтактного вимірювання хвилеподібних нерівностей на поверхні кочення залізничних рейок, створено дослідно-промисловий зразок колієвимірювального візка та підсистеми вимірювання.

Проведено дослідження процесів виплавки сплаву Zr–1 % Nb на основі магнієтермічного цирконію в лабораторних умовах. Вивчено поводження домішок при рафінуванні цього сплаву методом електронно-променевої плавки. Отримано дослідні зразки сплаву, які за хімічним складом, структурою й твердістю відповідають вимогам матеріалів активної зони ядерних реакторів. Застосування сплавів на основі магнієтермічного цирконію в елементах конструкцій АЕС дозволить збільшити ресурс роботи ядерного палива з трьох до п'яти років.

Розроблено й апробовано на об'єктах Рівненської АЕС портативний ультразвуковий комп'ютерний томограф, який дозволяє оцінювати неруйнівним методом в промислових умо-



вах зміни стану металу, викликані як процесами експлуатаційної деградації, так і механічними та термічними навантаженнями. Розроблена томографічна технологія не має аналогів в Україні.

У галузі теплової енергетики основна увага була приділена розробкам для подовження ресурсу котельного устаткування й парових турбін. Розроблено нові технології ремонтного зварювання елементів котлів і паропроводів, створено методи та засоби для визначення залишкового ресурсу вузлів турбін. Формується база даних про повзучість і тривалу міцність сталей та сплавів теплових електростанцій при високотемпературному навантаженні до 300 тис. год для системної переробки відповідної нормативно-технічної галузевої документації.

Для підвищення ресурсу мідних плит слябових кристалізаторів необхідне відновлення геометричних розмірів та зносостійкого шару їх робочих поверхонь. Здійснено випробування стінок кристалізаторів із псевдосплавними покріттями Cu–Ni–Cr в промислових умовах. У ході аналізу стану покріттів після випробування встановлено, що їх зносостійкість при температурі нагрівання до 400 °C перевищує зносостійкість міді в багато разів. Розроблена технологія нанесення псевдосплавних покріттів електродуговим методом впроваджується для зміцнення і відновлення стінок кристалізаторів на Маріупольському металургійному комбінаті імені Ілліча.

Розроблено технологію створення нових модифікованих наноструктурованих антикорозійних покріттів широкого призначення. Дослідження показали, що стійкість поліуретанового модифікованого наноструктурованого покриття порівняно з немодифікованим зростає в морській воді, в лужних середовищах та розчинах солей в 2 рази. Створено спеціальні інгібовані ін'єкційні композиції, що використані під час робіт з гідроізоляції залізобетонних конструкцій шахти гідроагрегату Дністровської гіdroакумулюючої електростанції. Одержані результати мають перспективу для широкого промислового використання.

Для моніторингу і діагностики стану відповідальних об'єктів (посудини тиску, технологічні трубопроводи, турбоагрегати), що працюють у високотемпературних режимах (вище 350 °C), створено універсальну систему безперервного акусто-емісійного контролю. Систему впроваджено у цеху виробництва аміаку Одеського пристанового заводу для безперервного моніторингу трубопроводів, що працюють за умов підвищеного тиску і високих температур.

Створено мобільну систему для відбору та обробки багатовимірних сигналів обертових механізмів, що призначена для виявлення і попередження аварійних ситуацій на турбогенераторах, нафтоперекачувальних станціях, бурильних установках, діагностики тіл обертання, електродвигунів, газоперекачувальних агрегатів, порталних кранів, електрогенеруючих установок. За допомогою цієї системи досліджено стан редукторів вугільних конвеєрів морського порту «Южний», встановлено причини підвищеної вібрації підшипників вузлів відцентротивих машин ЛКП «Львівводоканал».

На основі розроблених вихрострумових перетворювачів створено і впроваджено на ПАТ «ДТЕК Західенерго» (Добротвірська та Бурштинська ТЕС) ефективні методики вихрострумового контролю елементів парових турбін.

Проблемі оцінювання й подовження ресурсу машин і конструкцій присвячено низку науково-технічних посібників та нормативних документів.

В процесі виконання програми були отримані й інші важливі науково-технічні та практичні результати.

Одержані результати дають підставу вважати за доцільне продовжити роботу з програмою на наступному етапі.

Науковий керівник програми
академік Б.Є. Патон



Розділ 1

Розробка методологічних основ оцінки технічного стану та обґрунтування безпечного терміну експлуатації конструктивних елементів об'єктів підвищеної небезпеки на території України

Керівник розділу — академік НАН України В.І. Махненко

Безпечність експлуатації сучасних відповідальних конструкцій тривалого терміну експлуатації (трубопровідний транспорт, великі газо- та нафтосховища, мости, мостові переходи, корпуси енергетичних атомних реакторів тощо) забезпечується відповідними заходами як на стадії проєктування, так і під час експлуатації. Серед останніх особлива увага приділяється плановій (з певною періодичністю) оцінці залишкового ресурсу безпечної експлуатації. Вона виконується на підставі моніторингу реальної навантаженості конструкції, технічної діагностики стану матеріалу, наявності дефектів, а також відповідних розрахункових схем (кодів) оцінки критичного стану залежно від умов навантаження, матеріалів, що використовуються, галузевих вимог і т.д.

Усе це, особливо останнє, дуже залежить від успіхів у складних сферах знань, через це цілком природним є прагнення на цій основі вдосконалювати методи прогнозування ресурсу безпечної експлуатації відповідальних конструкцій.

У зв'язку з цим в рамках цього розділу розроблялися проекти, тематика яких пов'язана з методичними питаннями прогнозування залишкового ресурсу безпечної експлуатації відповідальних конструкцій. Нижче наведено короткий огляд основних наукових і прикладних результатів, що були отримані при виконанні окремих проектів розділу.

Проекти 1.1.1 (виконавець ІЕЗ ім. Є.О. Патона НАН України) та 1.1.2 (виконавець ІПМіц ім. Г.С. Писаренка НАН України) присвячено вдосконаленню методів розрахункового прогнозування поведінки стінки сталів трубопроводів при наявності дефектів корозійного стоншення щодо магістральних нафто-, газопроводів (1.1.1) та трубопроводів в атомній енергетиці (1.1.2). Використовували підхід, пов'язаний з прогнозуванням граничного стану в зоні дефекту стоншення стінки трубопроводу в характерних умовах навантаження. При виконанні цих проектів значною мірою керувалися принципом «відповідність за призначенням» (ВЗП), що визначило різницю отриманих результатів.

В проекті 1.1.1 основним призначенням методики було одержання чисельних результатів для ранжирування виявлених дефектів стоншення стінки

магістрального трубопроводу з позиції об'єктивного ранжирування дефектів для черговості ремонту ділянок трубопроводу без виведення його з експлуатації.

У проекті 1.1.2 розроблена методика орієнтована на норми проєктування при оцінці ступеня допустимості конкретного локального дефекту стоншення стінки, що більш консервативно, оскільки дозволяє використовувати моделі часів розроблення цих самих норм проєктування (наприклад модель «жорстко-пластичного тіла» при деформуванні і т.д.).

Проте ці методики, доповнюючи одна одну, роблять помітний внесок в розв'язання задачі прогнозування безпечної експлуатації відповідних трубопроводів як без зміцнення (ремонт), так і з урахуванням поставлення зміцнюючих конструкцій (бандажів, муфт).

Враховуючи популярність такого ремонту стінок магістральних трубопроводів, розроблено рекомендації щодо призначення величини натягу в стінці муфти (бандажу) для необхідного розвантаження дефектної стінки трубопроводу та пропонується досить простий деформометр для таких вимірювань у випадку натягу за допомогою відповідних болтів.

Розроблено такі рекомендації щодо тиску в наповнювачі (при використанні герметичних муфт) залежно від фізичних властивостей наповнювача).

Проекти 1.3.2 (ІПМ ім. І.М. Францевича НАН України) та 1.3.1 (ФМІ ім. Г.В. Карпенка НАН України) пов'язані з методом оперативного отримання даних з деградації характеристик матеріалу, що відповідають за забезпечення безпечної експлуатації конструкції і які одержують в результаті оперативної технічної діагностики (здебільшого без руйнування конструкції). Показано, що мікротвердість (проект 1.3.2) досить слабо пов'язана з характеристиками тріщиностійкості матеріалу трубних сталей в агресивному середовищі. Проект 1.3.2 показав, що наводнювання трубної сталі, яке характерне при транспорти нафтопродуктів, значно впливає на тріщиностійкість при циклічних навантаженнях. Пропонується на основі випробувань на циклічну тріщиностійкість робити висновок про сту-

пінь деградації трубної сталі. З цим можна погодитися, якщо експлуатаційні умови трубопроводу наближені до таких, як і при випробуванні зразків.

Характерною відмінністю проекту 1.2 є організація виробництва великого металургійного цеху України (зокрема цеху кисневих конвертерів), що скеровано на забезпечення (підвищення) безпечної

експлуатації такого виробництва. Актуальність даного проекту несумнівна. Однак його особливість вимагає дещо інших методів, оскільки мова йде про надійність роботи комплексу обладнання у технологічному потоці з дуже небезпечним середовищем, що потребує неухильного дотримання технологічних інструкцій і високого рівня виробничої дисципліни.

ПРОЕКТ 1.1.1

Стосовно до дефектів стоншення стінок зварних трубопроводів, розробити імовірнісний критерій спонтанного руйнування, на основі якого запропонувати методику розрахунку зміцнюючих муфт (бандажів) з урахуванням неповного прилягання їх до стінки трубы

РОЗРАХУНКОВА МЕТОДИКА ОЦІНКИ ЕФЕКТИВНОСТІ ПОСТАНОВКИ МУФТ (БАНДАЖІВ) У ЗОНІ СТОНШЕННЯ СТІНКИ МАГІСТРАЛЬНОГО ТРУБОПРОВОДУ

Академік НАН України **В.І. МАХНЕНКО, О.А. ВЕЛИКОІВАНЕНКО**, канд. фіз.-мат. наук,
О.С. МІЛЕНІН, канд. техн. наук, **Г.П. РОЗИНКА, Н.І. ПІВТОРАК**, інженери
(Ін-т електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України)

Розглянуто питання розрахункової оцінки ефективності застосування ремонтних конструкцій типу герметичні муфти (бандажі) для сучасних магістральних трубопроводів. На основі розробленої методики показано, що ступінь прилягання стінок труби і муфти значно впливає на ефективність підсилення дефектної ділянки трубопроводу (зони стоншення стінки) залежно від кількості контактних ділянок та їх розміщення стосовно границі дефекту стоншення. Встановлено зони пасивного впливу, де наявність контакту стінок муфти і труби мало впливає на опір експлуатаційного навантаження в зоні дефекту стоншення. Розрахунковим шляхом установлено залежності між відносною ефективною площею контактного прилягання та ступенем розвантаження муфтою дефектної зони. Показано, що при значеннях $\omega > 0,2$ має місце достатньо ефективне розвантаження муфтою дефектної зони при завантаженні труби робочим тиском.

Ключові слова: дефекти стоншення, магістральні трубопроводи, ступінь прилягання стінок труби і муфти, ступінь розвантаження дефектної зони

В останні роки все більшу популярність набуває метод ремонту магістральних газо- та нафтопроводів постановкою герметичних муфт різної конструкції [1]. Основне призначення таких ремонтних конструкцій компенсувати в зоні виявленого дефекту втрату несучої здатності, тобто, по-перше, створити умови, що перешкоджають подальшому росту дефекту, і, по-друге, якщо дефект через небраховані причини стане наскрізним, забезпечити герметичність трубопроводу в експлуатаційних умовах.

У першому випадку герметична муфта працює в експлуатаційних умовах разом зі стінкою труби в зоні дефекту, знижуючи напруження в стінці труби в районі дефекту і, таким чином, сприяє збереженню цілісності труби, зокрема, перешкоджаючи спонтанному росту дефекту при виникненні в ньому тріщини (рис. 1, а).

У другому випадку, коли розміри наскрізного дефекту не виходять за межі розмірів герметичної муфти (рис. 1, б), стінка муфти і зварні з'єднання (рис. 1, б) повинні зберегти цілісність при робочому тиску. Тут особливо викликають заклопотаність зварні з'єднання з прилеглою гострою порожниною, руйнування яких пов'язане з розгерметизацією трубопроводу [2].

Таким чином, обґрунтування застосування при ремонті магістральних трубопроводів герметичних муфт повинне враховувати у першу чергу для конкретних дефектів у трубопроводах і конструкцій муфт (бандажів) ефективність роботи останніх з дефектною стінкою труби з позиції спонтанного руйнування дефекту та виходу його за межі розмірів муфт з ризиком розгерметизації трубопроводу.

При розрахунковій оцінці спільної роботи стінок муфти і дефектного трубопроводу виникають певні труднощі, пов'язані з урахуванням реального прилягання стінок труби і муфти, оскільки їхні товщини та початкові недосконалості форми виключають можливість ідеального прилягання в процесі навантаження труби робочим тиском, незважаючи на попередній натяг муфти при її установці та зварюванні поздовжніх швів. Можна показати, що далеко не вся площа альтернативного прилягання муфти до стінки труби однаково ефективно сприяє зниженню максимальних напружень у зоні стоншення, де потенційно можна чекати початку спонтанного руйнування.

У випадку, коли торці муфти щільно прилягають до стінки труби за рахунок кільцевих зварних швів, зона ефективного прилягання муфти обмежується діякою областю, пов'язаною з контуром зовнішнього дефекту (рис. 1, б). Розміри цієї області залежать від розмірів дефекту стоншення, геометричних параметрів труби і муфти. Природно, що для практики великий інтерес представляє

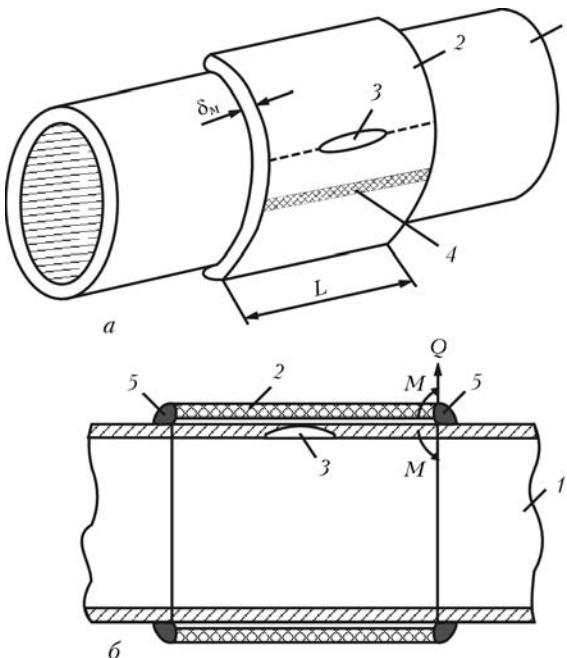


Рис. 1. Труба з герметичною муфтою у випадку спонтанного руйнування від дефекту (а) і у випадку утворення наскрізного дефекту (б): 1 – труба; 2 – муфта; 3 – дефект у стінці труби; 4 – поздовжні шви, що з'єднують дві половинки муфти; 5 – шви, що з'єднують муфту із трубою

знання розмірів області ефективного прилягання для конкретних випадків, що значно спрощує контроль прилягання при монтажі муфти, а також відносна площа прилягання в цій області, достатня для зниження ризику спонтанного руйнування до заданого мінімального рівня.

Розроблена в ІЕЗ ім. Є.О. Патона розрахункова методика розв'язання цієї задачі базується на таких положеннях.

1. Розглядається зовнішній дефект стоншення з габаритними розмірами $s \times c \times a$, де s – довжина вздовж твірної труби; c – те ж уздовж окружності; a – максимальна глибина дефекту стоншення, на лінійній ділянці трубопроводу $D \times \delta$ з робочим тиском P і розрахунковою допустимою товщиною стінки труби $[\delta]$. Згідно з роботою [3] закритичність розмірів дефекту визначається умовами

$$s > s_{kp}([\delta], D, \delta - a) \text{ або } c > c_{kp}([\delta], D, \delta - a),$$

$$c_{kp} = D \sqrt{\frac{0,7358 + R_c}{10,511 - 13,838R_c}}, \quad (1)$$

де $R_c = \frac{\delta - a}{[\delta]}$; при $R_c \geq 0,7596$ $c_{kp} \rightarrow \infty$; при $R_c \leq 0,345$ $c_{kp} = 0,345D$.

2. Приймається, що при $s = s_{kp}$ або $c = c_{kp}$ ймовірність відмови не перевищує $\rho = 0,05$. При цьому згідно з [4] застосуємо критерій на основі розподілу Вейбулла, тобто

$$\rho = 1 - \exp \left[- \int_V \left(\frac{\sigma_{jj} - A}{B} \right)^4 dV \right] \quad (2)$$

при $\sigma_{jj} \geq A$,

де σ_{jj} – нормальні напруження в зоні дефекту при робочому тиску P у напрямку окружності ($j = \beta$) при $s = s_{kp}$ або по осі труби ($j = z$) при $c = c_{kp}$. Величина $A = \frac{\sigma_b + \sigma_t}{2}$, B визначається розрахунковим шляхом для даної труби із заданими механічними властивостями (σ_b , σ_t – відповідно границя міцності та текучості) з рівняння (2) при $\rho = 0,05$ розв'язанням відповідної крайової задачі по [4].

3. Для заданих розмірів муфти $L \times \delta_M$ (рис. 1) визначається недостатність прилягання муфти до труби тільки за рахунок окружних зварних швів, у зоні яких забезпечується суцільність матеріалу труби і муфти з умовою

$$\rho_m > [\rho], \quad (3)$$

де ρ_m – розрахункова ймовірність по (2) за умови прилягання тільки в зоні кільцевих зварних швів.

4. Умова прилягання між муфтою і трубою чиєльно реалізується за рахунок тонкого шару кінцевих елементів на внутрішній поверхні муфти, для яких передбачена альтернатива властивостей: або метал муфти – повне прилягання, або повітря з певним тиском (середнім значенням нормальної компоненти $\sigma_m = \frac{1}{3} (\sigma_{rr} + \sigma_{\beta\beta} + \sigma_{zz})$) – немає прилягання.

5. Визначається при $\rho_m > [\rho]$ границя області ефективного прилягання в зоні розглянутого дефекту з умовою, що за межами цієї області по всій поверхні муфти контакт із трубою при робочому тиску P знижує ймовірність руйнування по (2) не більше 0,05.

6. Визначивши область (площею S_0) ефективного прилягання муфти до стінки труби, знаходимо відносну величину $\omega = S_{pr}/S_0$ необхідного прилягання в цій області з урахуванням, що координати z_n , β_n центрів плям прилягання в цій області випадкові величини, обумовлені законом випадкових чисел, тобто використовуємо метод Монте-Карло [5]. Площа (середня) окремих плям приймається за дослідними даними рівною F_n , тобто кількість N плям прилягання для конкретного випадку залежить від заданої величини ω і визначається умовою

$$\omega = \frac{F_n N}{S_0}. \quad (4)$$

Повторюючи процедуру випадкового вибору координат плям прилягання та відповідного розв'язання крайової задачі щодо напружень σ_{jj} і обчислення ймовірності ρ_ω по (2), одержимо для заданого ω вибірку випадкових значень ρ_ω . Якщо ця вибірка досить представницька, то середнє значення ρ_ω характеризує ймовірність відмови при даній величині ω . Порівнюючи ρ_ω з $[\rho]$, знаходимо раціональне значення ω , яке слугує орієнтиром при монтажних роботах, пов'язаних з установкою

Розрахункові дані для трьох варіантів дефектів стоншення

№ варіанта	s , мм	c , мм	a , мм	ρ_0	$\rho_{0,1}$	$\rho_{0,2}$	$l_z/2$, мм	$l_\beta/2$, мм
1	140	40	14	0,922	0,01	0,0017	330	280
2	200	40	14	0,951	0,170	0,045	202	152
3	130	40	14	0,647	0,016	0,00036	686	536

муфти, для оцінки достатності початкового натягу перед зварюванням поздовжніх швів (див. рис. 1).

Розглянемо результати використання описаної послідовності операцій для конкретного випадку постановки муфти на трубопровід $D \times \delta = 1420 \times 20$ мм при $P = 7,5$ МПа.

Матеріал стінки труби і муфти: $\sigma_t = 440$ МПа, $\sigma_b = 560$ МПа, $E = 2 \cdot 10^5$ МПа. Муфта $\delta = 25$ мм, $L_m = 1420$ мм, прилягання муфти уздовж кільцевих швів на ширині 20 мм; плями прилягання для методу Монте-Карло — $F_p = 4$ мм².

На рис. 2 наведено дані для варіанта № 1 дефекту стоншення $s \times c \times a = 140 \times 40 \times 14$ мм, $s_{kp} = 66$ мм, $c >> 40$ мм, параметри Вейбулла $A = 500$ МПа, $B = 420$ МПа.

Приймалося, що має місце симетрія в площині $\beta = 0$ і $z = 0$, тобто можна розглядати $1/4$ частину $\beta \geq 0$, $z \geq 0$.

Розрахункові дані щодо границі зазначененої $1/4$ області ефективного прилягання (крива 2) на розгортці зовнішньої поверхні в зоні дефекту (крива 1) наведено на рис. 2.

Результати чисельної реалізації методу Монте-Карло щодо випадкового вибору центрів прилягання для різних $\omega = 0; 0,1; 0,2$ дозволили визначити ймовірності ρ_ω , зазначені в таблиці. Там же зазначено габарити області $\frac{1}{2} l_z$ і $\frac{1}{2} l_\beta$ ефективного прилягання для цього варіанта та ще двох інших, що відрізняються розміром дефекту стоншення s . З цих даних видно, що зі збільшенням параметра s за інших рівних умов зменшуються розміри l_z і l_β , тобто область ефективного прилягання, зменшуючись, наближається до контуру зовнішнього дефекту стоншення.

З цього випливає найбільш проста і очевидна рекомендація: муфта (бандаж) найбільш ефективно знижує напружений стан у зоні дефекту стоншення, якщо вона (він) забезпечує спільну роботу зі стінкою труби (щодо переміщень та кутів повороту) об'ємів, що безпосередньо прилягають до контуру зовнішнього дефекту стоншення.

Висновки

1. Стінка трубопроводу з дефектами стоншення, для яких застосування наплавлення як методу ремонту під тиском неприпустимо або недостатньо, вимагає відповідного підсилення за рахунок постановки герметичної муфти або бандажа. Ефектив-

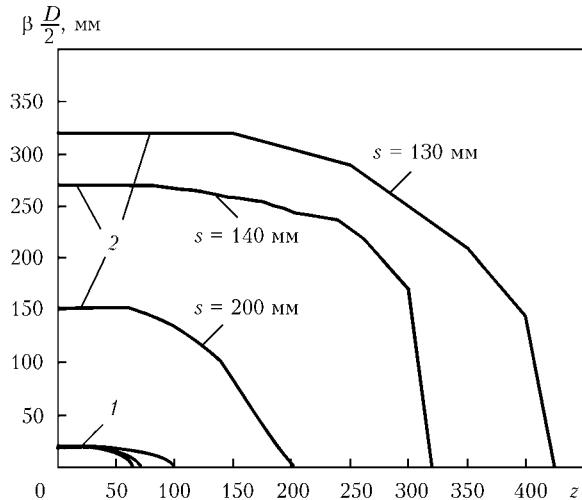


Рис. 2. Границі дефекту стоншення (1) і області ефективного прилягання (2) на розгортці зовнішньої поверхні труби

ність такого підсилення залежить від ступеня прилягання стінок труби та ремонтної конструкції, що досягається відповідним натягом половинок муфти і поперечною усадкою при заварюванні поздовжніх швів.

2. Досвід показує, що 100 % прилягання ($\omega = 1,0$) практично неможливе, а при реальних значеннях $\omega < 1,0$ реалізується досить випадковий розподіл центрів прилягання по альтернативній площині розгортки герметичної муфти за винятком зони кільцевих зварних швів.

3. Виконані в ІЕЗ ім. Є.О. Патона дослідження свідчать, що досить ефективні підсилення зони дефекту з позицій ризику спонтанного руйнування забезпечуються при значеннях $\omega > 0,2$, тобто при 20 % площині прилягання (без врахування кільцевих зварних швів), що при відповідному контролі дозволяє скоротити обсяг пристосувальних робіт, пов'язаних з постановкою муфт (бандажів).

1. ВБН В.3.1-00013741-07:2007. Магістральні нафтопроводи. Методи ремонту дефектних ділянок. — К.: Мін-во палива та енергетики України, 2007. — 112 с.
2. Определение допустимых размеров сварных швов при установке тройников и муфт на действующих магистральных трубопроводах / В.И. Махненко, В.С. Бут, Е.А. Великоіваненко, Г.Ф. Розинка, Н.И. Пивторак // Автомат. сварка. — 2003. — № 8. — С. 7–12.
3. Fitness-for-Service. American Petroleum Institute. Recommended practice 579. — First ed., 2000. — 625 p.
4. Махненко В.И. Ресурс безопасной эксплуатации сварных соединений и узлов современных конструкций. — Київ: Наук. думка, 2006. — 618 с.
5. Соболь И.М. Численные методы Монте-Карло. — М.: Наука, 1973. — 311 с.

ПРОЕКТ 1.1.2

Розробка методики для визначення допустимої товщини стінки трубопроводів АЕС при ерозійно-корозійному зношуванні матеріалу

УДК 539.376

РОЗРОБКА МЕТОДИКИ ДЛЯ ВІЗНАЧЕННЯ ДОПУСТИМОЇ ТОВЩИНИ СТІНКИ ТРУБОПРОВОДІВ АЕС ПРИ ЕРОЗІЙНО-КОРОЗІЙНОМУ ЗНОШУВАННІ МАТЕРІАЛУ

І.В. ОРИНЯК, д-р техн. наук, чл.-кор. НАН України **А.Я. КРАСОВСЬКИЙ**,

М.В. БОРОДІЙ, д-р техн. наук, **С.М. АГЕЄВ**, інж.

(Ін-т проблем міцності ім. Г.С. Писаренка НАН України)

Розроблено методи оцінки залишкової міцності елементів трубопроводів (прямих труб і Т-подібних трійників з'єднань) з дефектами, що спираються на статичну теорему граничного навантаження теорії пластичності. З метою підтвердження коректності запропонованих методів проведено серію повномасштабних випробувань до руйнування елементів трубопроводів з поверхневими надрізами. Запропоновано узгоджену з нормами на проектування методику визначення допустимої товщини елементів трубопроводів з вуглецевих сталей АЕС України, що пошкоджені ерозійно-корозійним зношуванням.

Ключові слова: трубопровід, дефект, ерозійно-корозійне зношування, граничне навантаження в'язкого руйнування

Еrozійно-корозійне зношування (ЕКЗ) трубопроводів і обладнання другого контуру, виготовлених з вуглецевих сталей, є одним з найбільш розповсюджених факторів пошкодження на атомних електростанціях. Найчастіше такі пошкодження на заключній стадії призводять до виникнення свищів, проте в практиці експлуатації АЕС мали місце також серйозні руйнування, викликані ЕКЗ, наприклад на трубопроводі живильної води енергоблоку № 2 АЕС «Cappi» (США) у 1986 р., а також аварії на енергоблоці № 1 АЕС Ловіса (1993 р.), Калинінської АЕС (2004 р.), Балаковської АЕС (2004 р.). Решта випадків пошкоджень ЕКЗ на АЕС з реакторними установками типу ВВЕР описані в роботах [1, 2] та ін.

Явище ЕКЗ залежить від багатьох факторів. Його механізми до кінця не з'ясовані та є предметом широкого обговорення спеціалістів. Про різноманіття факторів, що впливають на інтенсивність ЕКЗ, свідчать створені в різних країнах методичні та програмні засоби для оцінки ЕКЗ, які акцентують увагу на такому [3]:

- проектні характеристики та експлуатаційні параметри (діаметр трубопровідного елементу та його конструкція — згин, трійник, перехідник тощо; температура та швидкість теплоносія; вологость пари (для паропроводів);

- показники водно-хімічного режиму (значення pH, концентрація кисню в теплоносії тощо);
- хімічний склад металу трубопроводу (вміст у металі хрому, міді та молібдену) та його фізико-хімічні характеристики;
- тривалість експлуатації трубопроводу.

Зазвичай в процесі ЕКЗ відбувається стоншення стінок в одних місцях трубопроводу (шляхом зносу матеріалу труби) та потовщення — в інших (шляхом відкладення продуктів корозії на стінці труби). Місцеві стоншення призводять до порушення умов міцності, потовщення — до ускладнення умов течії середовища.

Подовження ресурсу обладнання АЕС залежить від обґрунтованості проектних методів розрахунку і виконання регламентних процедур технічного обслуговування. Проте оскільки документи на проектування не передбачають аналізу дефектів, що можуть виникнути від різних механізмів пошкодження на етапі експлуатації, то виникає необхідність у створенні нормативних документів «відповідності за призначенням» (ВЗП), що дозволяють оцінювати небезпеку дефектів з урахуванням результатів періодичного контролю навантаженості, вивчення механізмів деградації металу, виявлення дефектів тощо. Вимогою до документів ВЗП (наприклад у роботах [4, 5]) є їх погодженість з нормами на проектування, що передбачає використання єдиних значень допустимих характеристик матеріалу і єдиної системи коефіцієнтів запасу міцності. При цьому передбачається використання одинакових категорій напружень, режимів експлуатації і критеріїв граничного

стану матеріалу, які встановлюються нормами на проектування.

Для атомної енергетики України з метою уніфікації методів боротьби з ЕКЗ виникла потреба у створенні Єдиної методики кількісної оцінки безпеки розрахункових або фактичних (за результатами обстежень) ЕКЗ пошкоджень елементів трубопроводів, тобто методики визначення допустимої товщини елементів трубопроводів з вуглецевих сталей АЕС, яка дасть можливість обґрунтовано підходити до оцінювання результатів експлуатаційного контролю за умови допуску трубопроводу з дефектом ЕКЗ в експлуатацію до наступного експлуатаційного контролю з обов'язковим підтвердженням такої можливості розрахунковим шляхом. Методика дозволить розширити можливості вітчизняної нормативної бази [6] і суттєво підтримати виробничі підрозділи АЕС у прийнятті рішень щодо допуску трубопроводу з дефектом ЕКЗ в експлуатацію до наступного експлуатаційного контролю.

Створенню методики передує вирішення двох головних завдань:

- розробка науково обґрунтованих методів оцінки залишкової міцності елементів трубопроводів з дефектами;
- узгодженість методики з нормами на проектування, зокрема використання однакових критерій напружень, критерій граничного стану, єдиної системи коефіцієнтів запасу міцності тощо.

З урахуванням вказаного мета роботи полягає в розробці методів оцінки граничного пластичного стану прямої труби з поздовжнім поверхневим дефектом; розробці методів оцінки граничного пластичного стану прямої труби з поперечним поверхневим дефектом; розробці методів оцінки граничного пластичного стану Т-подібного трійникового (патрубкового) з'єднання з поздовжнім поверхневим дефектом основної труби; експериментальному підтвердження запропонованих методів шляхом проведення серії повномасштабних випробувань внутрішнім тиском (моментом згину) до руйнування відповідних елементів трубопроводів з поверхневими дефектами; реалізації розроблених методів оцінки залишкової міцності елементів трубопроводів з дефектами в Методиці визначення допустимої товщини елементів трубопроводів з вуглецевих сталей АЕС України.

Розробка методів оцінки граничного пластичного стану елементів трубопроводів з дефектами. При розрахунку дефектних трубопроводів зазвичай розглядають ідеалізовані дефекти, орієнтовані вздовж (поздовжні) і поперек (поперечні) їх осі.

Для трубопроводів з поздовжніми дефектами в пластичних металах в основному використовують емпіричні формули [7], побудовані за результатами експерименту, або чисельні рішення, отримані методом скінчених елементів (МСЕ). Недоліком таких підходів є невизначеність щодо їх подальшого застосування в умовах, що відріз-

няються від експериментальних чи розрахункових. Крім того, в існуючих комерційних комплексах МСЕ немає готових універсальних процедур розрахунків для випадку ідеально пластичної поведінки тіла або для дуже великих пластичних деформацій.

Як альтернативу можна розгляднути розроблені в Інституті проблем міцності ім. Г.С. Писаренка НАН України аналітичні підходи [8], основані на моделюванні граничного пластичного стану тонкостінної трубы в околі дефекту. Вони дають зрозумілі механізм і природу руйнування, проте не враховують вплив радіальних напружень, рівень яких зростає із збільшенням відношення товщини стінки до радіуса труби. Крім того, практично не досліджували вплив розташування дефекту (внутрішня або зовнішня поверхня труби) головним чином через відсутність експериментальних даних, що пов'язано з труднощами при нанесенні дефектів на внутрішню поверхню труби.

Оцінка залишкової міцності трубопроводів з поперечними дефектами виконується за теоретично обґрунтованим критерієм руйнування нетто-перерізу, що базується на статично можливому розподілі напружень, при якому в кожній точці дефектного поперечного перерізу напруження досягають граничного значення, а в цілому напруження врівноважують прикладений момент і осьову силу [9].

Разом з тим при розрахунку таких трубопроводів залишаються принципові проблеми. Існуючі підходи не враховують характерного для труби з поперечним дефектом комбінованого навантаження внутрішнім тиском, моментом згину та осьовою силою. Крім того, існуючі методи не враховують обмеженої здатності реальних тіл опиратися пластичним деформаціям, що не дозволяє пояснити різницю між «локальним» та «глобальним» руйнуваннями, а отже, неможливо зрозуміти причину реалізації явища течі (прорив тільки нетто-зв'язки) або руйнування (роздріб металу, що призводить до збільшення довжини тріщини).

Методи оцінки залишкової міцності Т-подібних трійникових (патрубкових) з'єднань з дефектом основної труби в літературі практично відсутні, а експериментальні дослідження взагалі не проводились. Разом з тим, в нормативних документах, зокрема в роботі [4], пропонують тривіальні підходи, що не дозволяють проводити обґрунтовані оцінки. Існуючий у вітчизняних нормах на проектування [6] розрахунок коефіцієнтів зниження міцності, підкріплених і непідкріплених циліндричних оболонок, ослаблених отворами під патрубки, не передбачає проведення відповідного аналізу за наявності дефекту.

Моделювання граничного пластичного стану товстостінної трубы з поздовжнім поверхневим дефектом постійної глибини. Модель оцінки граничного пластичного стану товстостінної трубы з поздовжнім поверхневим дефектом [10] ґрунтується

туються на відповідній моделі тонкостінної труби [8] та спирається на статичну теорему теорії пластичності щодо нижньої границі в'язкого руйнування — ідеальне пружно-пластичне тіло, що знаходиться в статичній рівновазі, під дією монотонного навантаження не руйнується, якщо умова міцності задовільняється в кожній точці. Детально модель описана в роботі [10].

Досліджено вплив розташування поверхневої тріщини (внутрішня або зовнішня поверхня труби) на її залишкову міцність головним чином через труднощі нанесення тріщини прямокутного профілю на внутрішню поверхню. Встановлено, що розташування тріщини впливає перш за все на граничні значення моментів згину, оскільки прирост прикладених моментів визначається геометричними характеристиками тріщини. На основі теорії міцності Тріска показано, що розташування тріщини на внутрішній поверхні труби призводить до взаємодії додатних окружних і осьових напружень, що збільшує граничний момент згину в зоні тріщини $[M_x(0)]$ у півтора рази по відношенню до труби з зовнішньою тріщиною, для якої характерна взаємодія додатних окружних і від'ємних осьових напружень.

Основною проблемою при аналізі товстостінності є вплив радіальних напружень. Зміна поперечних сил Q_x на ділянці I для тонкостінної і товстостінної труби внутрішнім радіусом R_1 та товщиною стінки t , навантаженої внутрішнім тиском P з тріщиною глибиною a на зовнішній поверхні (рис. 1), представлена такими формулами:

$$dQ_x/dx|_I = P - \sigma_b(t - a)/R_1, \quad (1)$$

$$dQ_x/dx|_I = P - \sigma_b \ln(R_a/R_1) - \Delta P. \quad (2)$$

Тут σ_b — границя міцності.

Оскільки верхня частина дефектного поперечного перерізу труби відповідно до модельних уявлень знаходиться в граничному стані від окружних і радіальних напружень, очевидно, що його нижня (бездефектна) частина перерізу своєї несучої здатності ще не вичерпала та здатна сприймати додаткову частину внутрішнього тиску ΔP , що створює силу та момент. Для визначення ΔP використано відоме рівняння Гіркмана, що дає допустиму комбінацію осьових сил і моментів згину в перерізі.

Використовуючи умову граничного стану

$$\Delta M_{appl}|_{0}^{x_1} = [M_x(x_1)] - M_x(0)], \quad (3)$$

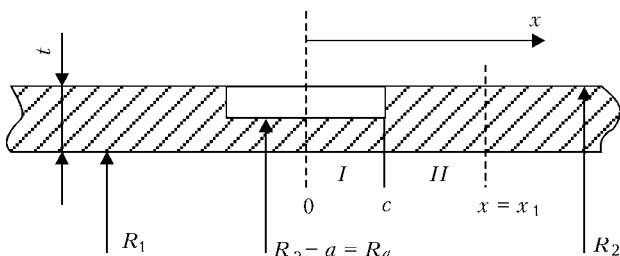


Рис. 1. Осьовий переріз труби з тріщиною на зовнішній поверхні

де $\Delta M_{appl}|_{0}^{x_1}$ — прикладений момент, що визначається шляхом інтегрування зміни поперечних сил Q на ділянці від 0 до x_1 , знайдено формули для зразрахунку коефіцієнтів зменшення міцності товстостінної труби з поздовжньою поверхневою тріщиною відповідно на зовнішній та внутрішній поверхнях:

$$\bar{\alpha}_{out} = (1 + 2\lambda^2 a_{out} b_{out})/(1 + 2\lambda^2 b_{out}), \quad (4)$$

$$\bar{\alpha}_{in} = (1 + 4\lambda^2 a_{in} b_{in}/3)/(1 + 4\lambda^2 b_{in}/3), \quad (5)$$

де для зручності представлення результатів вводяться поняття $\bar{\alpha}_{out} = \bar{\alpha}_{in} = P/(\sigma_b \ln(R_2/R_1))$, $a_{out} = (\ln(R_a/R_1) + \Delta P/\sigma_b)/\ln(R_2/R_1)$, $a_{in} = (\ln(R_2/R_a) + \Delta P/\sigma_b)/\ln(R_2/R_1)$, $b_{out} = R_1(\ln(R_2/R_1) - \ln(R_a/R_1) - \Delta P/\sigma_b)/t$ та $b_{in} = R_1(\ln(R_2/R_1) - \ln(R_2/R_a) - \Delta P/\sigma_b)/t$, $\lambda = c/\sqrt{R_1 t}$ — відносна половина довжини тріщини. Показано, що при $\lambda \rightarrow 0$ $\bar{\alpha}_{out} \rightarrow 1$ та $\bar{\alpha}_{in} \rightarrow 1$, що відповідає сутності поняття коефіцієнт послаблення.

Розрахунок за допомогою запропонованих аналітичних формул (4), (5) зводиться до ітераційної процедури з використанням методу поділу відрізку навпіл [10].

Зіставлення результатів теоретичних розрахунків у відповідності з моделями (4), (5) та літературних даних випробувань до руйнування внутрішнім тиском товстостінних труб з дефектами на внутрішній та зовнішній поверхні, показало їх добру відповідність [10].

Моделювання граничного пластичного стану товстостінної труби з поперечним поверхневим дефектом складного профілю. На основі відомої моделі граничного пластичного стану NSC [9], яка передбачає, що всі точки нетто-перерізу труби знаходяться в граничному стані, в роботі [11] запропоновано універсальний чисельний алгоритм («глобальний» розв'язок) визначення довідкових напружень σ_{ref} товстостінної труби з поперечною тріщиною складного профілю (рис. 2) глибиною $a = f(\phi)$ в умовах комбінованого навантаження внутрішнім тиском P , осьовою силою N та моментом згину M . Процедура зводиться до знаходження кута ϕ_0 — границі між додатним $\sigma^+ = \sigma_{ref}$ та від'ємним $\sigma^- = -\sigma^+(1 - p)$ (відповідно до теорії Тріска) розподілом напружень та довідкових напружень σ_{ref} . Тут $p = PR/(\sigma^+ t)$ — безрозмірний внутрішній тиск; R — середній радіус труби; t — товщина стінки.

На відміну від процедури встановлення σ_{ref} труби з тріщиною постійної глибини, в якій кут ϕ_0 визначається аналітично, для труби з тріщиною складного профілю його знаходить за допомогою ітераційної процедури. Для цього з інтегрального рівняння рівноваги сил в осьовому напрямку труби визначають N_{lower} при $(\phi_0)_{lower}$ та N_{upper} при $(\phi_0)_{upper} = \pi$. Якщо $N < N_{lower}$ або $N > N_{upper}$, то довідкові напруження збільшують $\sigma_{ref}^{lower} = \sigma_{ref}^m = 0,5(\sigma_{ref}^{lower} + \sigma_{ref}^{upper})$. У випадку $N_{lower} < N < N_{upper}$

з урахуванням $(\phi_0)_m = 0,5((\phi_0)_{lower} + (\phi_0)_{upper})$ передбачено знаходження гранично можливого значення осьової сили N_m

$$N_m = 2\sigma^+ R t \int_0^{(\phi_0)_m} d\phi - 2\sigma^+(1-p)Rt \int_{(\phi_0)_m}^\pi d\phi - 2\sigma^+ R \int_0^\psi a(\phi)d\phi, \quad (6)$$

де $t_n(\phi) = t - a(\phi)$. Якщо $N_m > N$, то приймають $(\phi_0)_{upper} = (\phi_0)_m$, інакше $(\phi_0)_{lower} = (\phi_0)_m$. Процедура визначення ϕ_0 передбачає 14 ітерацій, що дає похибку 0,01 %. Наступний крок процедури — перевірка умови міцності:

$$M_m = 2\sigma^+ R^2 \int_0^{(\phi_0)_m} t_n(\phi) \cos \phi d\phi - 2\sigma^+(1-p)R^2 t \times \\ \times \int_{(\phi_0)_m}^\pi \cos \phi d\phi + 2\sigma^+(1-p)R^2 \int_{(\phi_0)_m}^\psi a(\phi) \cos \phi d\phi. \quad (7)$$

Якщо $M_m > M$, то довідкові напруження зменшують $\sigma_{ref}^{upper} = \sigma_{ref}^m$, інакше $\sigma_{ref}^{lower} = \sigma_{ref}^m$.

Формули (6), (7) справедливі для випадку $\phi_0 < \psi$, коли частина тріщини одночасно знаходиться в умовах напружень розтягу σ^+ та стиску σ^- . При розташуванні тріщини в зоні дії тільки додатних напружень ($\phi_0 > \psi$) формули для N_m та M_m знаходять аналогічно.

Інтегали (6), (7) визначаються чисельно, що дозволяє враховувати будь-який профіль поперечної тріщини.

Запропонована процедура визначення σ_{ref} («глобальний» розв'язок) є типовим прикладом побудови статично можливого розв'язку. Відзначимо парадокс таких рішень. З одного боку, як наслідок теореми про статично можливий розв'язок теорії пластичності формально вони повинні давати оцінку знизу; а з іншого, — вони не враховують переміщень і деформацій точок тіла, а значить, і обмежену здатність реальних тіл опиратися пластичним деформаціям, що призводить до переоцінки несучої здатності.

На основі представленого в роботі [11] схематичного аналізу деформування труби з поперечною тріщиною сформульовано критерій реалізації «глобального» розв'язку при великій ширині поверхневого дефекту; при тріщиноподібному поверхневому дефекті тільки у випадку дуже великої тріщиностікості металу, вираженої в термінах розкриття тріщини δ для труб невеликого діаметру; для наскрізної тріщини $a \equiv t$.

Враховуючи, що для реальних поперечних тріщин в трубах «глобальний» розв'язок може виявиться неконсервативним, в роботі [11] запропоновано «локальний» розв'язок, оснований на симетричному розподілі деформацій у верхній і нижній частинах дефектного перерізу труби шляхом введення уявної симетричної тріщини відносно осі x ,

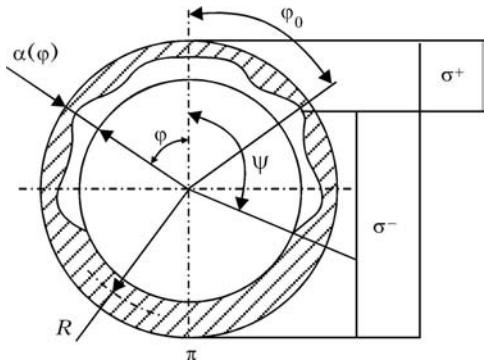


Рис. 2. Осьовий переріз труби з поперечним дефектом складного профілю ($\phi_0 < \psi$)

що призводить до «вирівнювання» деформацій верхньої і нижньої частин перерізу та, порівняно з реальною тріщиною, підвищує розрахункові оцінки σ_{ref} . «Локальна» процедура знаходження σ_{ref} для труби з тріщиною складного профілю аналогічна «глобальній». Розроблені «глобальний» та «локальний» розв'язки дозволяють обґрунтувати фізичну суть явища «теча перед руйнуванням». Результати розрахунків за «глобальним» та «локальним» розв'язками зіставлені з даними випробування прямих труб з поперечним дефектом напівеліптичного профілю, навантажених моментом згину [11].

Моделювання граничного пластичного стану Т-подібного трійникового (патрубкового) з'єднання з поздовжнім поверхневим дефектом основної трубы. Бездефектне Т-подібне патрубкове з'єднання, не підсилене патрубковою трубою, являє собою пряму трубу з наскрізним отвором. Основна відмінність моделі граничного стану прямої трубы з наскрізним дефектом від моделі трубы з поверхневим [8] полягає в тому, що дотична сила $L \neq 0$, а значить, дотичною силою Q_ϕ в рівняннях рівноваги сил в радіальному напрямку нехтувати неможна. Наявність дотичної сили $L \neq 0$ призводить до перерозподілу окружної сили N_ϕ в залежності від кутової координати ϕ поперечного перерізу труби. Це в свою чергу впливає на розподіл поперечних зусиль Q_x , тобто відбувається їх зменшення (рис. 3). Врахуємо згаданий перерозподіл окружної сили N_ϕ для трубы з наскрізним дефектом шляхом введення безрозмірної фіктивної нетто-тovщини стінки z в зоні дефекту при $0 < z \leq 1$. Зміна поперечних зусиль Q_x на ділянці I довжиною c матиме такий вигляд:

$$dQ_x/dx|_I = \sigma_B t (\alpha_1 - z)/R_1. \quad (8)$$

Враховуючи процедуру знаходження гранично-го тиску, описану в роботах [8, 10], вираз для безрозмірного коефіцієнту зменшення міцності α прямої трубы з наскрізним дефектом без урахування змінення патрубковою трубою матиме вигляд

$$\alpha_1 = PR_1/(\sigma_B t) = [1 + 2\lambda_1^2 z(1-z)]/[1 + 2\lambda_1^2(1-z)], \quad (9)$$

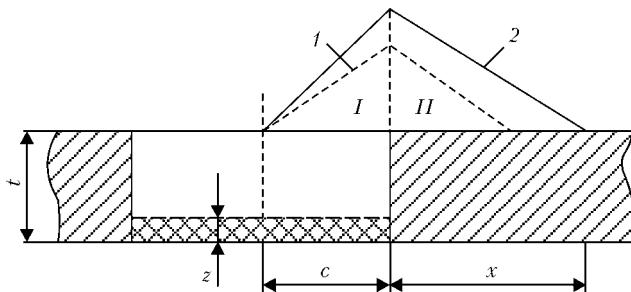


Рис. 3. Розподіл поперечних зусиль Q_x в прямій трубі з насрізним при 1 ($L \neq 0$) та поверхневим дефектом 2 ($L = 0$)

де $\lambda_1 = c/\sqrt{R_1 t}$ безрозмірна половина довжини поверхневого дефекту; $2c$ — довжина дефекту (діаметр отвору).

Введена в розгляд залишкова товщина стінки z знаходиться з умови рівності коефіцієнта зменшення міцності α_1 коефіцієнту α_{Battelle} для насрізного дефекту, що у відповідності з документом [4] визначається таким чином:

$$\alpha_{\text{Battelle}} = (1 + 0,379\lambda_B^2 - 0,001236\lambda_B^4)^{-0,5}, \quad (10)$$

де $\lambda_B = 1,818c/\sqrt{R_1 t}$ — безрозмірна довжина насрізного дефекту.

Зауважимо, що знайдена таким чином фіктивна залишкова товщина стінки z визначає умовну границю між «глобальним» і «локальним» (течія) руйнуваннями.

Бездефектне Т-подібне патрубкове з'єднання, зміщене патрубковою трубою, підсилює насрізний дефект (в даному випадку — отвір) через створену так звану нетто-зв'язку, здатну сприймати частину окружних зусиль N_ϕ . Зауважимо, що патрубкова труба підсилюватиме основну трубу, ослаблену насрізним отвором тільки у випадку, коли її міцність більша за залишкову міцність основної труби. Знайдемо ефект підсилення — додатковий безрозмірний коефіцієнт зменшення міцності $\Delta\alpha_2$. Враховуючи розподіл поперечних зусиль для даного випадку

$$Q_x(x) = \Delta\alpha_2\sigma_B t + (P - \sigma_B t/R_1)x. \quad (11)$$

Остаточний вираз для додаткового коефіцієнта зменшення міцності матиме вигляд

$$\Delta\alpha_2 = (t_n/t)\sqrt{(0,5t_n/r)(1 - \alpha_2 rt/(t_n R_1))}, \quad (12)$$

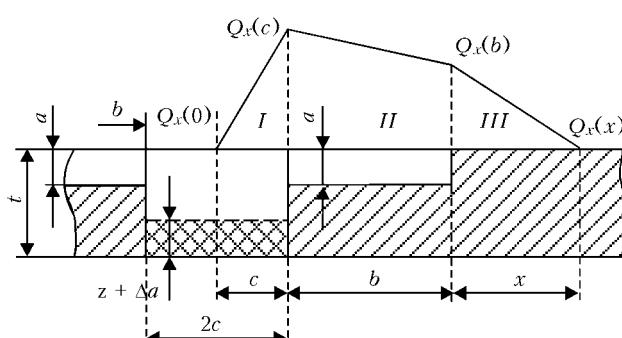


Рис. 4. Розподіл поперечних зусиль Q_x в Т-подібному патрубковому з'єднанні з поздовжніми поверхневими дефектами, симетрично розташованими відносно осі патрубкової трубы

де t — товщина стінки основної трубы; t_n — товщина стінки патрубкової трубы; r — внутрішній радіус патрубкової трубы; x — осьова координата правої межі граничної області (рис. 3).

З урахуванням формул (9) та (12) вираз для коефіцієнту зменшення міцності α_2 прямої трубы з насрізним отвором, підсиленої патрубковою трубою, матиме вигляд

$$\alpha_2 = [1 + 2\lambda_1^2(z + \Delta\alpha_2)(1 - z - \Delta\alpha_2)]/[1 + 2\lambda_1^2(1 - z - \Delta\alpha_2)]. \quad (13)$$

Коефіцієнт α_2 з урахуванням рівнянь (12), (13) знаходиться за допомогою ітераційної процедури.

Т-подібне патрубкове з'єднання з поздовжнім поверхневим дефектом основної трубы дозволяє знайти граничне навантаження Т-подібного патрубкового з'єднання з поздовжніми поверхневими дефектами, симетрично розташованими відносно осі патрубкової трубы (рис. 4). Зміна поперечних сил Q_x на кожній з трьох ділянок основної трубы (рис. 4) матиме вигляд

$$\begin{aligned} dQ_x/dx|_I &= \sigma_B t(\alpha_3 - z - \Delta\alpha_3)/R_1, \\ dQ_x/dx|_{II} &= \sigma_B t(\alpha_3 - \tau)/R_1, \\ dQ_x/dx|_{III} &= \sigma_B t(\alpha_3 - 1)/R_1, \end{aligned} \quad (14)$$

де α_3 — безрозмірний коефіцієнт зменшення міцності Т-подібного патрубкового з'єднання з симетричними поздовжніми поверхневими дефектами; $\Delta\alpha_3$ — додатковий безрозмірний коефіцієнт зменшення міцності; $\tau = 1 - (a/t)$ — безрозмірна залишкова товщина нетто-перерізу в зоні поверхневого дефекту глибиною a (ділянка II).

Максимальне значення прикладеного моменту $\Delta M_{\text{appl}}|_0^x$ знаходиться як сума приростів моментів на трьох ділянках M_I , M_{II} та M_{III}

$$M_I = \sigma_B tc^2(\alpha_3 - z - \Delta\alpha_3)/(2R_1), \quad (15a)$$

$$\begin{aligned} M_{II} &= \sigma_B tb(c - z - \Delta\alpha_3)/R_1 + \\ &+ \sigma_B tb^2(\alpha_3 - \tau)/(2R_1), \end{aligned} \quad (15b)$$

$$\begin{aligned} M_{III} &= \sigma_B tcx(\alpha_3 - z - \Delta\alpha_3)/R_1 + \\ &+ \sigma_B tbc(\alpha_3 - \tau)/R_1 + \sigma_B tx^2(\alpha_3 - 1)/(2R_1), \end{aligned} \quad (15b)$$

де b — довжина поздовжнього поверхневого дефекту. Координата правої межі x граничної області знаходиться з умовою $Q_x \geq 0$, що відповідає зростанню прикладеного моменту згину M_x :

$$x = [(\alpha_3 - z - \Delta\alpha_3)c + (\alpha_3 - \tau)b]/(1 - \alpha_3). \quad (16)$$

З використанням умови граничного стану (3) та значення граничних згиальних моментів $[M_x(x_1)] = [M_x(0)] \approx 0,5\sigma_B t^2/4$ у відповідності з роботою [8] знайдемо вираз для коефіцієнта α_3

Т-подібного патрубкового з'єднання з поздовжнім поверхневим дефектом основної труби:

$$\alpha_3 = \frac{1 + 4\lambda_1\lambda_2(z + \Delta\alpha_3)(1 - \tau) + 2\lambda_1^2(z + \Delta\alpha_3)(1 - z - \Delta\alpha_3) + 2\lambda_2^2\tau(1 - \tau)}{1 + 4\lambda_1\lambda_2(1 - \tau) + 2\lambda_1^2(1 - z - \Delta\alpha_3) + 2\lambda_2^2(1 - \tau)}, \quad (17)$$

де $\lambda_2 = b/\sqrt{R_1 t}$ — безрозмірна довжина поздовжнього поверхневого дефекту. Підсилення патрубковою трубою визначається аналогічно виразу (12):

$$\Delta\alpha_3 = (t_n/t)\sqrt{0,5t_n/r}(1 - \alpha_3rt/(t_nR_1)). \quad (18)$$

При Т-подібному патрубковому з'єднанні з поздовжнім поверхневим дефектом основної труби, тобто коли поверхневий дефект розташований з одного боку від патрубкової трубы, має місце зсув епюри розподілу поперечних сил Q_x в бік поздовжнього дефекту. Нехай нульова точка $Q_x(x = 0)$ зсувается на деяку відстань μc , де c — радіус отвору під патрубкову трубу (зовнішній радіус патрубкової трубы), а $\mu > 0$.

Визначення граничного пластичного стану в такому випадку відбувається за допомогою ітераційної процедури. Використовуючи формулу (13) та приймаючи $\lambda_1 = (c + \mu c)/\sqrt{R_1 t}$ і $\lambda_b = 1,818(c + \mu c)/\sqrt{R_1 t}$, визначають коефіцієнт α_2 , що відповідає бездефектній частині патрубкового з'єднання. За аналогічного значення μ у відповідності з формулою (17) з урахуванням $\lambda_1 = (c - \mu c)\sqrt{R_1 t}$ і $\lambda_b = 1,818(c - \mu c)/\sqrt{R_1 t}$ встановлюють значення коефіцієнту α_3 для дефектної частини з'єднання. Таким чином, шляхом підбору значень μ за певну кількість ітерацій досягають граничного пластичного стану, коли залишкова міцність бездефектної частини з'єднання дорівнює відповідній міцності дефектної, тобто $\alpha_2 = \alpha_3$.

Експериментальна верифікація моделей. З метою експериментального підтвердження запропонованих моделей граничного пластичного стану проведено серію повномасштабних випробувань внутрішнім тиском (моментом згину) до руйнування елементів трубопроводів з поверхневими дефектами. Випробування проведено в Інституті проблем міцності ім. Г.С. Писаренка НАН України.

Випробування внутрішнім тиском прямих труб з поздовжніми поверхневими надрізами. Об'єкт випробування — прямі трубы (сім зразків) зовнішнім діаметром $D = 194$ мм та товщиною стінки $t = 9$ мм, довжиною $L = 1000$ мм, до обох торців яких приварено плоскі донця. Матеріал труб — Ст20. Поверхневі надрізи (табл. 1) наносились дисковою фрезою діаметром 80 мм, товщиною 3 мм та кутом заточки 45° .

Методика випробування полягала в наступному. Попередньо заповнені на 100 % об'єму водою дефектні трубы навантажуються до руйнування внутрішнім тиском повітря. В режимі реального часу відбувається реєстрація значень внутрішнього тиску та розкриття берегів надрізу.

Розміри надрізів вибрано таким чином, щоб за результатами випробувань отримати два види

Таблиця 1. Геометричні характеристики поздовжніх поверхневих надрізів труб для випробування внутрішнім тиском

№ труби	Глибина надрізу a , мм	Довжина надрізу l , мм
1	7,4	64
1а		119
2	6,6	64
4		119
5	5,8	37
3		64
3а	5,8	119

втрати несучої здатності трубних зразків: «теча» — проростання поверхневої тріщини до наскрізної з подальшою зупинкою її розвитку; «руйнування» — проростання поверхневої тріщини до наскрізної, що супроводжується збільшенням її розмірів у поздовжньому та поперечному напрямках. Це дозволить обґрунтувати умовну границю (рис. 5) між «течею» та «руйнуванням», яку визначено з умови рівності залишкової міцності трубы з поверхневим дефектом $\alpha_n = (1 + 2\lambda^2\tau(1 - \tau))/(1 + 2\lambda^2(1 - \tau))$ [8] та трубы з наскрізним $\alpha_n = (1 + 1,61\lambda^2)^{-0.5}$ [4]. Тут $\lambda = 0,5t/\sqrt{R_1 t}$ — безрозмірна довжина дефекту; R_1 — внутрішній радіус трубы; $\tau = t_n/t$ — безрозмірна залишкова товщина стінки; $t_n = t - a$ — залишкова товщина стінки.

Результати зіставлення теоретичних розрахунків з експериментальними даними представлено в табл. 2, де $P_{експ}$ — значення тиску руйнування, отримане за результатами експерименту; α — коефіцієнт зменшення міцності; l — граничний тиск (тиск руйнування); σ_{ref} — довідкові напруження:

$$\alpha_{Battelle} = \tau / (1 - (1 - \tau) / \sqrt{1 + 1,61\lambda^2}), \quad (19)$$

$$\alpha_{ІПМ} = \alpha_n,$$

$$P_{Battelle} = \alpha_{Battelle} \sigma_b t / R_1, \quad (20)$$

$$P_{ІПМ} = \alpha_{ІПМ} \sigma_b t / R_1,$$

$$\sigma_{ref}^{Battelle} = P_{експ} R_1 / (\alpha_{Battelle} t), \quad (21)$$

$$\sigma_{ref}^{ІПМ} = P_{експ} R_1 / (\alpha_{ІПМ} t).$$

Запропоновані формули названо на честь інститутів, де їх розроблено: параметри з індексом «Battelle» — в Інституті ім. Баттеля (США), з індексом «ІПМ» — в Інституті проблем міцності НАН України. За границю міцності прийнято значення $\sigma_b = 427,5$ МПа, отримане за результатами стандартних випробувань п'ятикратних циліндричних зразків на розтяг, вирізаних в поздовжньому (вздовж осі трубы) та поперечному напрямках трубы.

Незважаючи на те, що при розрахунку за формулами Інституту ім. Бателя за граничну характеристику використано границю міцності замість середнього значення границь міцності та текучості,

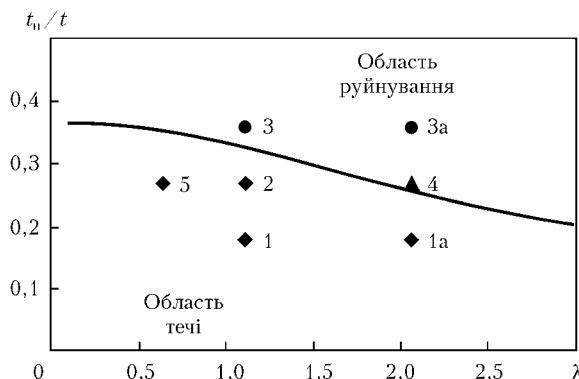


Рис. 5. Розрахункова умовна границя між «течею» та «руйнуванням»; значки з цифрами означають номер труби (табл. 1-6)

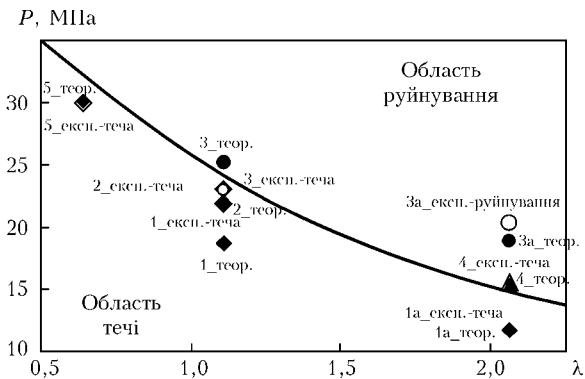


Рис. 6. Зіставлення теоретичних та експериментальних даних

Таблиця 2. Зіставлення теоретичних розрахунків [4, 8] з експериментальними даними випробування внутрішнім тиском прямих труб з поздовжніми поверхневими надрізами

№ труби	$P_{\text{експн}}$, МПа	Формула Інституту ім. Баттеля			Формула Інституту проблем міцності			Δ_{\max} , мм
		α_{Battelle}	P_{Battelle} , МПа	$\sigma_{ref}^{\text{Battelle}}$, МПа	α_{Π}	$P_{\text{ПМ}}$, МПа	$\sigma_{ref}^{\text{ПМ}}$, МПа	
1	21,9	0,339	14,1	663,1	0,45	18,7	500,2	1,294
1a	11,7	0,252	10,5	477,9	0,281	11,7	427,9	0,732
2	23,0	0,464	19,3	509,9	0,528	22,0	447,7	1,359
4	15,8	0,361	15,0	449,5	0,368	15,3	441,3	1,008
5	29,8	0,619	25,7	495,2	0,724	30,1	423,0	2,162
3	23,1	0,567	23,6	418,5	0,605	25,2	392,4	1,415
3a	20,4	0,462	19,2	454,0	0,455	18,9	460,8	1,460

формули Інституту проблем міцності краще описують експеримент. За результатами випробувань умовну границю між «течею» та «руйнуванням» експериментально обґрунтовано (рис. 6).

Випробування внутрішнім тиском прямих труб з поперечними поверхневими надрізами. Об'єктами випробування обрано прямі труби (четири зразки) діаметром 194×9, довжиною $L = 800$ мм, до обох торців яких приварено плоскі донця. Матеріал труб — Ст20. Поверхневі надрізи (табл. 3) наносились дисковою фрезою, розміри якої представлені в попередньому розділі.

Методика випробування аналогічна методиці, описаній раніше.

Результати зіставлення теоретичних розрахунків з експериментальними даними представлено в табл. 4. Розрахунок довідкових напружень σ_{ref} проведений у відповідності з «локальною» та «глобальною» моделями [11]. Розрахунковий тиск граничного навантаження визначено як $P_{\text{теор}} = p\sigma_{\text{в}}/R_{\text{сер}}$, де $p = P_{\text{сер}}/(\sigma_{ref}t)$ — безрозмірний

внутрішній тиск, що за умови навантаження тільки внутрішнім тиском приймає аналогічний фізичний зміст коефіцієнту зменшення міцності α для труби з поздовжньою тріщиною; $R_{\text{сер}}$ — середній радіус труби; $\sigma_{\text{в}} = 415,5$ МПа — границя міцності матеріалу труб, прийнята за результатами стандартних випробувань на розтяг п'ятикратних циліндричних зразків, вирізаних в поздовжньому та поперечному напрямках.

За результатами випробувань всі труби, як і прогнозувалось, втратили несучу здатність за механізмом «руйнування». Враховуючи, що навантаження відбувалось внутрішнім тиском, для отримання «течеї» необхідно мати трубу з досить глибоким надрізом, що не дозволяє реалізувати складність технології його нанесення.

Випробування внутрішнім тиском і моментом згину прямих труб з поперечними поверхневими надрізами. За об'єкт випробування обрано прямі труби (два зразки) діаметром 160×16, довжиною $L = 2000$ мм, до обох торців яких приварено плоскі донця. Матеріал труб — Ст22К. Поверхневі надрізи (табл. 5) наносились дисковою фрезою, розміри якої представлено в попередньому розділі.

Методика випробування аналогічна методиці, описаній раніше. Схема навантаження моментом згину труби представлена на рис. 7, де F — зосереджене зусилля; $M_{\text{зг}}$ — момент згину; $l_1 = 800$ мм; $l_2 = 200$ мм — для трубы № 1; $l_1 = 9000$ мм; $l_2 = 100$ мм — для трубы № 2.

Таблиця 3. Геометричні характеристики поперечних поверхневих надрізів труб для випробування внутрішнім тиском

№ труби	Глибина надрізу a , мм	Кут надрізу ψ , град
8	6,6	0–360
8a		0–360
9	5,0; 6,6	0–180; 180–360
9a		0–180; 180–360

Таблиця 4. Зіставлення теоретичних розрахунків [11] з експериментальними даними випробування внутрішнім тиском прямих труб з поперечними поверхневими надрізами

№ труби	Глибина надрізу a , мм	Кут надрізу ψ , град	$P_{\text{експ}}$, МПа	«Глобальна» модель		«Локальна» модель	
				σ_{ref} МПа	$P_{\text{теор}}$, МПа	σ_{ref} , МПа	$P_{\text{теор}}$, МПа
8	6,6	0–360	27,1	503,5	22,4	503,5	22,4
8a			24,3	451,5		451,5	
9	5,0; 6,6	0–180; 180–360	22,3	378,0	24,5	414,5	22,4
9a			25,8	437,3		479,5	

Таблиця 5. Геометричні характеристики поперечних поверхневих надрізів труб для випробування внутрішнім тиском і моментом згину

№ труби	Глибина надрізу a , мм	Кут надрізу ψ , град
1	12	0–360
2	13	0–180; 180–360
	11	0–180; 180–360

Результати зіставлення теоретичних розрахунків з експериментальними даними представлено в табл. 6. Розрахунок довідкових напружень σ_{ref} проведено як для «глобальної» моделі [11]. Для встановлення реального значення границі міцності матеріалу трубного зразка № 1 в поздовжньому напрямку вирізано плоский зразок для проведення стандартного випробування на розтяг, за результатами якого отримано $\sigma_b = 487,3$ МПа.

Випробування внутрішнім тиском трубного відводу з поздовжнім поверхневим надрізом. Об'єктом випробування слугував трубний відвід (один зразок) діаметром 219×12, розміри якого представлена на рис. 8. Матеріал відводу — сталь 08Х18Н10Т. Поверхневий надріз довжиною 85 мм і глибиною 9 мм нанесений на зовнішню твірну відвіду дисковою фрезою, розміри якої представлена в попередньому розділі.

Методика випробування аналогічна методиці, описаній раніше. Границний стан трубного відводу з поздовжнім поверхневим надрізом визначається за таким же принципом, як і границний стан прямої труби з відповідним надрізом: $P_{\text{теор}} = \alpha_n \sigma_b t (Y R_{\text{сер}}) = 39,2$ МПа, де $\alpha_n = 0,486$ — коефіцієнт зменшення міцності дефектної прямої труби відповідно до виразу (19); $\sigma_b = 626$ МПа — границя міцності матеріалу відводу, отримана за результатами стандартних випробувань п'ятиразо-

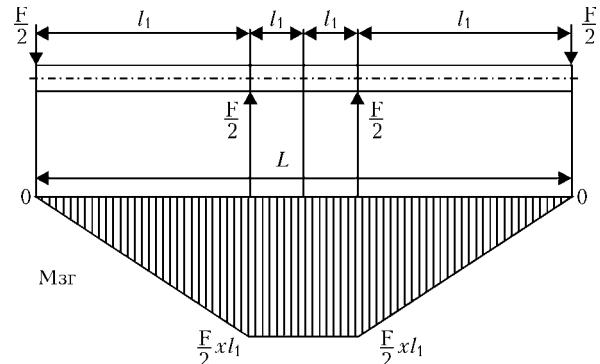


Рис. 7. Схема навантаження моментом згину труби діаметром 160×16 з поперечним поверхневим надрізом

вих циліндричних зразків на розтяг. Функцію форми відводу Y визначено за допомогою формули

$$Y = (1 + 0,5\beta \sin \theta) / (1 + \beta \sin \theta) = 0,9, \quad (22)$$

де $\beta = R_{\text{сер}}/B = 0,252$, $B = 410,5$ мм — середній радіус кривизни відводу; $\theta = \pi/2$ — кут відводу.

За результатами випробувань тиск руйнування складав $P_{\text{експ}} = 38$ МПа або в термінах довідкових напружень $\sigma_{ref} = 607$ МПа. Характер руйнування — «теча».

Випробування внутрішнім тиском Т-подібного трійникового з'єднання з поздовжнім поверхневим надрізом основної труби. За об'єктом випробування обрано Т-подібні трійникові з'єднання (три зразка), розмірами основної труби діаметром 219×11, патрубкової труби діаметром 108×5. Матеріал з'єднання — сталь 08Х18Н10Т. Поверхневі надрізи глибиною $a = 6$ мм і довжиною 40, 60, 80 мм наносились з одного боку від патрубкової труби пальчиковою фрезою діаметром 3 мм.

Методика випробування аналогічна методиці, описаній раніше.

Результати зіставлення теоретичних розрахунків [4, 6] з експериментальними даними представ-

Таблиця 6. Зіставлення теоретичних розрахунків [11] з експериментальними даними випробування внутрішнім тиском та моментом згину прямих труб з поперечними поверхневими надрізами

№ труби	Кут надрізу ψ , град	Глибина надрізу a , мм		$P_{\text{експ}}$, МПа	$M_{\text{експ}}$, Нм	«Глобальна» модель	
		Заявлена	Реальна			σ_{ref} , МПа	
1	0–360	12	13,0	10,0	$37,2 \cdot 10^3$	563,0	
2	0–180	13	12,5	13,5	$43 \cdot 10^3$	539,9	
	180–360	11	10,5				

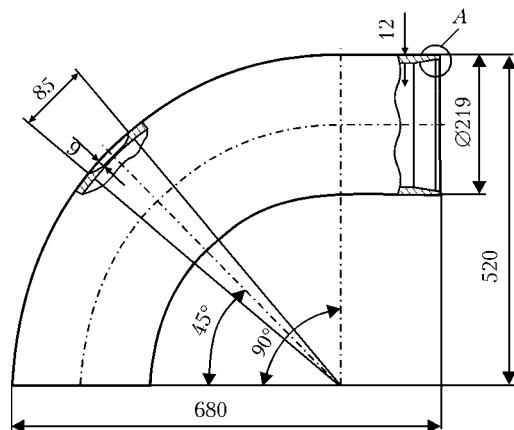


Рис. 8. Ескіз трубного відводу діаметром 219×12

лені на рис. 9. Заміри реальних глибин надрізів, проведені після випробувань, показали, що глибина надрізів перших двох з'єднань (довжина надрізів 40 і 60 мм) складала 6,5 мм; глибина надрізу третього з'єднання (довжина надрізу 80 мм) – 5,5 мм. На рис. 10 дано зіставлення теоретичних розрахунків з результатами експерименту з урахуванням реальних глибин надрізів.

Основні ідеологічні особливості запропонованої методики визначення допустимої товщини елементів трубопроводів з вуглецевих сталей АЕС України такі:

- методика розроблена як доповнення норм на проектування [6] в частині оцінки дефектів, які можуть виникати внаслідок ЕКЗ металу під час тривалої експлуатації елементів трубопроводів атомних енергетичних установок і основана на сучасних підходах до оцінки дефектів. Вона відноситься до категорії нормативних документів ВЗП і є узгодженою з нормами на проектування [6]. Методика використовує єдині значення допустимих характеристик матеріалу і єдину систему коефіцієнтів запасу міцності, однакові категорії напруження, режими експлуатації та критерії граничного стану матеріалу;

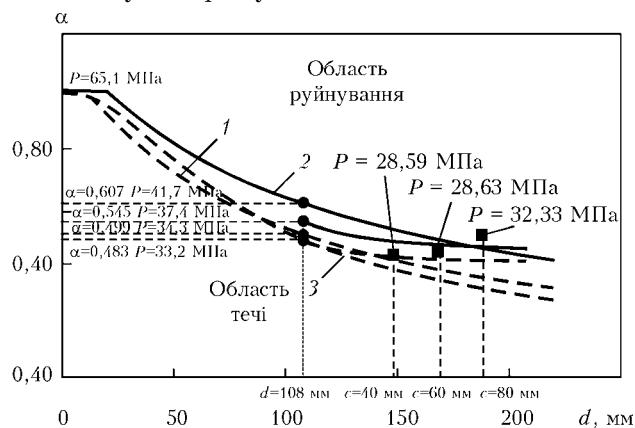


Рис. 9. Зіставлення теоретичних розрахунків з експериментальними даними випробування Т-подібних патрубкових з'єднань з поздовжнім надрізом основної труби: 1 – труба з непідкріпленим отвором [6]; 2 – труба з отвором, що підкріплений штуцером [6]; 3 – труба з непідкріпленим отвором [4]; 4 – труба з непідкріпленим отвором (симетричне рішення); 5 – труба з отвором, що підкріплений штуцером (симетричне рішення); ■ – експеримент

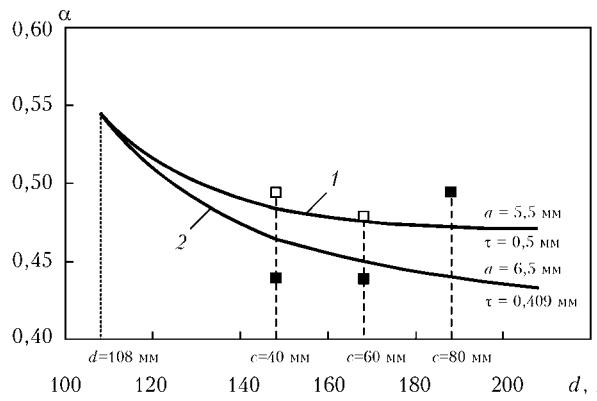


Рис. 10. Зіставлення теоретичних розрахунків з експериментальними даними випробування Т-подібних патрубкових з'єднань з поздовжнім надрізом основної труби з урахуванням реальної глибини надрізів: 1 – симетричне рішення (глибина 5,5 мм); 2 – симетричне рішення (глибина 6,5 мм); □ – несиметричне рішення (глибина 5,5 мм); ● – несиметричне рішення (глибина 6,5 мм); ■ – експеримент

- методика дозволяє оцінювати тривимірні дефекти ЕКЗ, при цьому для визначення напруженого стану використовуються підходи граничного пластичного аналізу. Даний факт узгоджується з нормами [6], де, при визначенні допустимих напружень категорії $(\sigma)_2$, використовується коефіцієнт 1,3. Це значення можна отримати, якщо порівняти напруження від моменту згину M стосовно пружного $\sigma_{\text{пружн}} = M / (\pi R_{\text{cep}}^2 t)$ та розрахунку за теорією граничного пластичного стану $\sigma_{\text{пласт}}^M = M / (4 R_{\text{cep}}^2 t)$. Разом з тим методика розглядає вузькі (тріщиноподібні) дефекти, оцінка яких здійснюється за двокритеріальним підходом механіки руйнування з урахуванням подвійної (крихкої та в'язкої) природи руйнування. Ключовим поняттям методики, як і зарубіжних документів ВЗП [4, 5], є коефіцієнт пластичного ослаблення α , який представляє собою відношення міцності конструктивного елементу з дефектом до міцності бездефектного матеріалу;

- в методиці по аналогії з роботою [4] та іншими сучасними нормативними документами введено поняття допустимих напружень за наявності дефекту $[\bar{\sigma}]$, що в 1,1 рази перевищують допустимі напруження $[\sigma]$ норм [6]. Це пояснюється тим, що при визначенні $[\sigma]$ на стадії проєктування існуючі коефіцієнти запасу неявно враховують існування дефекту;

- мінімально допустиму товщину стінки елементів трубопроводів з дефектом ЕКЗ визначають у відповідності з двома підходами: за консервативним (спрощеним) розрахунком аналогічно розрахунку на проєктування норм [6] (без розрахунку НДС) та з розрахунком НДС відповідно до детального перевірочного розрахунку норм [6]. Відповідно до консервативного розрахунку методикою не вимагається проведення розрахунку напруженно-деформованого стану, оскільки вважається, що напруженій стан відповідає гранично допустимому (тобто коли діючі напруження приймаються на рівні гранично допустимих значень), що є кон-

сервативним припущенням. Тоді допустиму товщину стінки визначають з умовою $\alpha = 0,9$;

- запропоновані методи та процедури оцінки граничного пластичного стану елементів трубопроводів з дефектами є рекомендованими. Разом з тим допускається використання інших розрахункових процедур, якщо вони за глибиною свого пророблення та більш точних фізичних моделей, повнішого врахування геометричних розмірів дефекту ЕКЗ, кількості параметрів, що враховуються, видів навантаження, властивостей матеріалів і достовірності не поступаються положенням запропонованої методики;

- методика передбачає проведення розрахунку залишкової довговічності, який полягає в прогнозуванні зміни розмірів дефекту в часі за відомими законами їх росту з перевіркою на кожному кроці виконання умови міцності.

Висновки

- Розроблено методи оцінки залишкової міцності товстостінної труби з поздовжнім поверхневим дефектом, що враховує його розташування (зовнішня або внутрішня поверхня) на залишкову міцність труби.

- Розроблено методи оцінки залишкової міцності та універсальний чисельний алгоритм визначення довідкових напружень труби з поперечним поверхневим дефектом за умов комбінованого навантаження внутрішнім тиском, моментом згину та осьовою силою.

- Розроблено методи оцінки залишкової міцності Т-подібного трійникового (патрубкового) з'єднання з поздовжнім поверхневим дефектом основної труби.

- Проведено серію повномасштабних випробувань до руйнування елементів трубопроводів з поверхневими надрізами з метою обґрунтування коректності запропонованих методів та процедур.

- Запропоновано узгоджену з нормами на проектування [6] методику визначення допустимої товщини елементів трубопроводів з вуглецевих сталей АЕС України, пошкоджених ЕКЗ.

- Vлияние химических элементов-примесей в углеродистой и кремнемарганцовистых сталях на ресурсные характеристики трубопроводов АЭС при эрозионно-коррозионном износе / В.И. Тараненко, В.А. Гашенко, М.Б. Бакиров и др. // Теплоэнергетика. — 2001. — № 12. — С. 37–40.*
- Бараненко В.И., Янченко Ю.А. Эрозионно-коррозионный износ элементов трубопроводных систем АЭС // Там же. — 2008. — № 5. — С. 27–35.*
- Учет эрозионно-коррозионного износа при эксплуатации трубопроводов АЭС / В.И. Тараненко, В.М. Марковичев, С.Г. Олейник и др. // Там же. — 2004. — № 8. — С. 34–38.*
- Recommended practice for fitness for service: API RP 579 // American Petroleum Institute. — 2000. — 448 p.*
- Structural integrity assessment procedures for european industry: SINTAP // Final Version. — 1999. — Nov. — P. 25–30.*
- ПНАЭ Г-7-002-86. Нормы расчета на прочность оборудования и трубопроводов атомных энергетических установок / Госатомэнергонадзор СССР. — М.: Энергоатомиздат, 1989. — 525 с.*
- Fracture stress levels of flaws in pressurized cylinders. Progress in flaw growth and fracture toughness testing / J.F. Kiefner, W.A. Maxey, R.J. Eiber, A.R. Duffy // ASTM STP 536. — 1973. — P. 461–481.*
- Orynyak I.V. Leak and break models of pressurized pipe with axial defects // Proc. of the biennial intern. pipeline conf., IPC 3 PART A. — 2007. — P. 41–56.*
- Instability predictions for circumferentially cracked type-304 stainless steel pipes under dynamic loading / M.F. Kanninen, A. Zahoor, G. Wilkowski et al. // EPRI NP-2347. — 1982. — Vol. 1, 2. — 450 p.*
- Ориняк И.В., Агеев С.М. Моделирование предельного пластического состояния толстостенных труб с осевыми поверхностными дефектами // Пробл. машиностроения и надежности машин. — 2009. — № 4. — С. 115–123.*
- Ориняк И.В., Агеев С.М. Розрахунок σ_{ref} для поперечних дефектів складної форми в трубах // Машинознавство. — 2010. — № 7. — С. 3–11.*

ПРОЕКТ 1.2

Розроблення методології оцінювання та забезпечення промислової безпеки кисневих конвертерів і підготовка пропозицій щодо використання ефективних заходів подовження їхнього ресурсу в умовах сталеплавильних цехів України

УДК 669.184:669.18:658.382.3:504

МЕТОДОЛОГИЧЕСКИЕ ПОДХОДЫ К ОБЕСПЕЧЕНИЮ ПРОМЫШЛЕННОЙ БЕЗОПАСНОСТИ РАБОТЫ КИСЛОРОДНЫХ КОНВЕРТЕРОВ

**Л.Г. ТУБОЛЬЦЕВ, В.П. КОРЧЕНКО, кандидаты техн. наук, В.Ф. ПОЛЯКОВ, д-р техн. наук,
Г.Н. ГОЛУБЫХ, Н.И. ПАДУН, инженеры**
(Ин-т черной металлургии им. З.И. Некрасова НАН Украины)

Целью работы является разработка методических рекомендаций по повышению промышленной безопасности эксплуатации кислородных конвертеров отечественных предприятий в различных условиях и вариантах продувки ванны, в том числе с использованием перспективных технологий. Приведен анализ причин аварийных ситуаций в кислородно-конвертерном производстве и методика оценки вероятности их возникновения.

Ключевые слова: кислородные конвертеры, промышленная безопасность, перспективные технологии, аварийные ситуации, методика оценки вероятности

Современное состояние вопроса. Несмотря на совершенствование процессов и технологий в металлургическом производстве количество аварий и уровень травматизма на металлургических предприятиях остаются высокими. Одним из наиболее опасных в металлургии остаются жидкие переделы, в том числе сталеплавильное производство. К наиболее тяжелым последствиям приводят аварии, связанные со взрывами и пожарами, по количеству которых металлургическая промышленность стоит на втором месте после химической. Используемые технологии и получаемые в сталеплавильном производстве материалы и вещества, а также насыщенность кислородно-конвертерного цеха различным оборудованием и агрегатами обуславливают возможность возникновения инцидентов и аварийных ситуаций, которые могут привести к экономическому ущербу, травмированию обслуживающего персонала, негативному влиянию на окружающую природную среду.

Основной причиной несчастных случаев являются нарушения технологических процессов, недостатки в организации и осуществлении производственного контроля, низкий уровень трудовой, производственной дисциплины и организации работ. В этой связи обеспечение надежности и безопасности потенциально опасных объектов сталеплавильного производства в настоящее время является чрезвычайно острым и актуальным вопросом.

Для его решения применяются в основном два направления: постоянный мониторинг технического состояния конструкций на основе современных методов оценки остаточного ресурса и определение срока его последующей безопасной эксплуатации.

Самыми распространенными и типовыми авариями сталеплавильного производства являются аварии, связанные со взрывоопасными веществами (горючими газами) и выбросами расплавленных металлов. Наиболее опасными причинами являются износ футеровки конвертера; конвертерные газы; взрывы и выбросы в конвертере. Аварии по технологическим причинам составляют около 50 %. В табл. 1 приведен анализ аварий в кислородно-конвертерном производстве, частота случаев аварийных ситуаций и инцидентов, их удельный вес, а также аварийные потери производства.

Обеспечение промышленной безопасности кислородно-конвертерного производства является неотъемлемым требованием конкурентоспособного существования металлургического предприятия в современных условиях и во многом зависит от выбора системы управления рисками, которая предусматривает наличие информации о произошедших аварийных ситуациях и причинах их возникновения; проведение мониторинга технического состояния оборудования; разработку методик оценки риска возникновения аварийных ситуаций для выбора мероприятий по снижению их уровня. Особое значение приобретает разработка методических подходов к промышленной безопасности работы кислородных конвертеров в условиях освоения но-

вых процессов и технологий в конвертерном производстве. Для условий Украины важное значение приобретает необходимость освоения таких перспективных процессов, как комбинированные процессы кислородно-конвертерной плавки и использование конвертерного газа в качестве альтернативного вида энергоносителей.

Методика исследования. Учитывая изложенное выше, среди проблем промышленной безопасности эксплуатации кислородных конвертеров особое внимание необходимо уделять обеспечению безопасности работы газоотводящего тракта. В первую очередь, безопасность работы газоотводящего тракта кислородных конвертеров связана с химическим составом отходящего газа. В условиях экспериментального конвертера емкостью 1,5 т в Институте черной металлургии НАН Украины проведены исследования различных вариантов кислородно-конвертерного процесса. Выполнен анализ динамики изменения химического состава отходящего газа по представленным видам кислородно-конвертерного процесса. В табл. 2 приведены данные типичных плавок каждого вида кислородно-конвертерного процесса, анализ которых позволяет выделить различия в составе отходящего газа [1].

Основные результаты исследования. При комбинированной продувке с подачей нейтрального газа через донные фурмы в составе отходящих газов появляются элементы нейтральных газов, в приведенном случае азота. При использовании для защиты донных кислородных фурм газообразных углеводородов в отходящем газе может появиться значительное количество водорода, особенно в на-

Таблица 1. Виды и причины аварий в кислородно-конвертерном производстве

Вид аварийной ситуации конвертера	Частота случаев, %	Удельный вес в аварийных потерях, %	Аварийные потери производства, т/случай
Разрушение футеровки горловины	1,9	1,2	2000
Прогар футеровки корпуса	5,2	6,8	4200
Прогар стыка корпуса и днища	5,2	2,5	1600
Взрыв при выплавке стали	5,2	13,1	8100
Выбросы при выплавке стали	3,9	3,1	2600
Прогар кислородной фурмы	1,9	1,5	2500
Прогар футеровки ковша	7,8	8,9	3700
Прогар стакана, шибера, стопора	9,0	9,3	3300
Выбросы из ковша	9,2	1,6	1500
Прогар шлаковой чаши	0,6	0,2	1700
Разрушение металлоконструкций	1,9	5,9	5200
Поломки мебелборудования	6,4	15,5	7700
Поломки электрооборудования	5,8	5,5	3000
Водоснабжение	13,7	8,1	1800
Газоочистка	22,3	16,8	2300

Таблица 2. Данные типичных плавок различных вариантов конвертерного процесса

Способ и время продувки	Химический состав дыма						Время отбора пробы	
	CO, %	CO ₂ , %	O ₂ , %	N ₂ , %	H ₂ , %	пыль, г/м ³	мин	% от длит.
Продувка кислородом сверху (13 мин)	67,9	31,8	0,3	—	—	51	2–3	19
	69,4	30,5	0,1	—	—	54	4–5	35
	74,8	25,0	0,2	—	—	62	6–7	50
	82,0	18,0	—	—	—	43,5	8–9	65
Продувка кислородом снизу (13 мин 30 с)	77,2	10,6	0,5	—	11,7	8,97	1–2	15
	91,0	8,9	0,1	—	—	8,42	3–4	30
	93,4	6,6	—	—	—	8,47	5–6	46
	96,5	3,5	—	—	—	7,35	8–9	69
	97,5	2,5	—	—	—	6,6	10–11	85
Продувка кислородом сверху и нейтральным газом снизу (13 мин)	31,2	61,5	1,5	4,5	1,3	37,4	1–2	15
	29,7	66,5	1,3	1,9	0,6	31,8	3–4	31
	61,3	35,5	0,5	2,3	0,4	24,3	5–6	46
	78,3	19,0	0,5	2,2	—	10,7	8–9	70
Продувка кислородом сверху и снизу (8 мин 45 с)	19,5	80,6				4,4	1–2	18
	39,4	60,6				4,5	2–3	30
	74,0	25,9	0,1			18,3	3–4	42
	83,5	16,3	0,2			38,2	4–5	54
	85,0	15,0				19,3	7–8	91

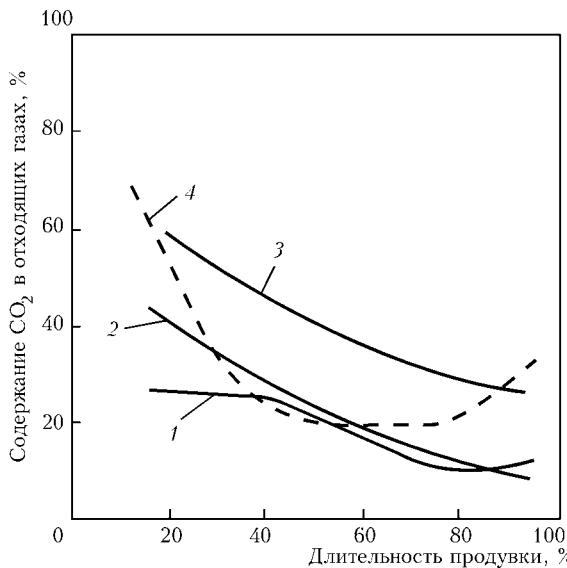


Рис. 1. Изменение содержания CO_2 в отходящих газах по ходу продувки кислородом сверху в глуходонном конвертере: 1 — с обычной верхней фурмой (односопловая); 2 — с двухярусной верхней фурмой при расположении второго яруса на уровне 200 мм от торца фурмы; 3 — с двухярусной верхней фурмой при расположении второго яруса на уровне 300 мм от торца фурмы; 4 — на плавках с продувкой кислородом сверху и через донные фурмы

чале продувки при малом количестве отходящего газа. При донной продувке кислородом обеспечивается наиболее высокое содержание CO в отходящем газе (табл. 2).

Видовые различия вариантов кислородно-конвертерной плавки проявляются и в запыленности газов. Наибольшая запыленность соответствует продувке кислородом сверху, самая низкая — продувке снизу, среднее значение — комбинированной продувке. Для каждого вида процесса на химический состав отходящего газа основное влияние оказывают конструкция верхнего дутьевого

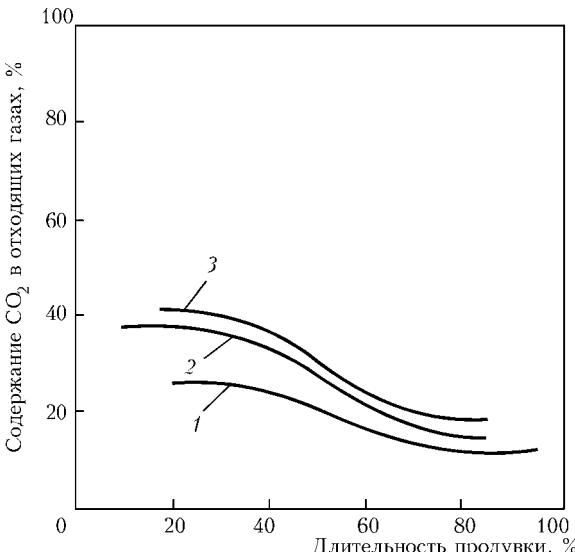


Рис. 2. Изменение содержания CO_2 в отходящих газах по ходу продувки: 1 — на плавках с верхней продувкой кислородом; 2 — на плавках с продувкой кислородом сверху и нейтральным газом через днище; 3 — на плавках с продувкой кислородом сверху через двухярусную фурму и нейтральным газом через днище; 4 — на плавках с продувкой кислородом сверху и через донные фурмы

устройства и использование различных видов теплоносителей. Особенности конструкции верхних фурм влияют на дожигание газа (соотношение CO и CO_2). Использование теплоносителей (природного газа, угольного топлива в кусковом и порошкообразном виде) приводит к увеличению содержания H_2 в газе.

Выполнен анализ влияния конструкции верхней кислородной фурмы на динамику химического состава отходящего газа. На рис. 1 представлена динамика изменения содержания CO_2 в отходящем газе при продувке кислородом сверху. Использование двухярусных фурм оправдывает свою цель — дожигание CO до CO_2 , особенно в первой половине продувки.

На рис. 2, 3 представлена динамика изменения содержания CO_2 и CO в отходящем газе по ходу продувки. В каждом виде процесса имеются свои особенности в организации дожигания, что сказывается на уровне дожигания. При применении дожигания безопасной работе верхних кислородных фурм усложненной конструкции необходимо уделять дополнительное внимание в инструкциях по их эксплуатации. Донные фурмы дополняются трактом подачи порошкообразного топлива, для вдувания которого используются системы с трубопроводами и сосудами, работающими при высоком давлении. Для безопасной работы конвертеров в таких условиях должны обеспечиваться специальные дополнительные меры.

Выполнен анализ влияния теплоносителей в кислородно-конвертерном процессе с повышенной долей лома, а также для условий работы без жидкого чугуна. Для подобных вариантов технологий используется комбинированная продувка кислородом сверху и снизу. Эта технология в настоящее

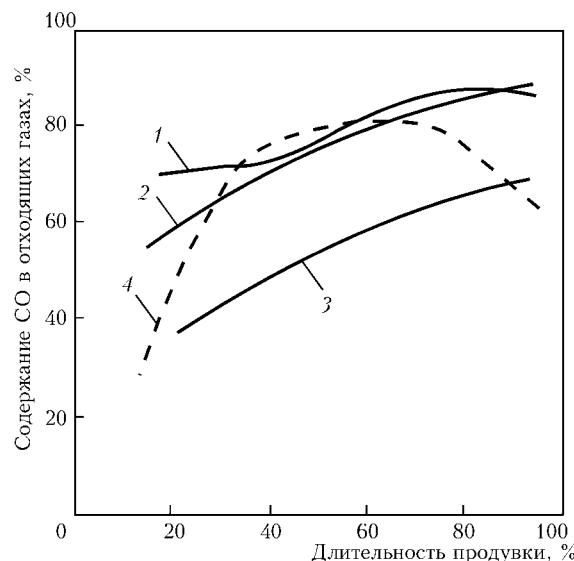


Рис. 3. Изменение содержания CO в отходящих газах по ходу продувки: 1 — на плавках с верхней продувкой кислородом; 2 — на плавках с продувкой кислородом сверху и нейтральным газом через днище; 3 — на плавках с продувкой кислородом сверху через двухярусную фурму и нейтральным газом через днище; 4 — на плавках с продувкой кислородом сверху и через донные фурмы

время на предприятиях Украины не применяется, однако результаты анализа могут быть использованы при развитии таких технологий в перспективе. Главным отличием химического состава отходящего газа в таких вариантах технологий является наличие водорода (10–25 %). На рис. 4 представлена динамика изменения химического состава отходящих газов по ходу плавки без использования жидкого чугуна с продувкой газо-кислородным факелом сверху, кислородом снизу и вдуванием угольного порошка через кислородные донные фурмы.

При реализации кислородно-конвертерного процесса без использования дополнительного топлива состав конвертерного газа достаточно сложный (%): 70,0–72,8 CO; 12,5–14,0 CO₂; 11,0–15,6 N₂; 0,7–1,2 H₂; 0,1–0,3 O₂; 0,3 C₂H₄; 0,03 CH₄; 0,0005 NO; 0,0004 C₂H₂; 0,00001 H₂S; 0,00005 SO₂; 0,01 S_{орг}. Использование различных видов теплоносителей приводит к увеличению содержания водорода в отходящем газе. В частности, при применении природного газа увеличивается содержание H₂ в отходящем газе. При использовании угольного топлива в отходящем газе могут появляться составляющие летучих угольного топлива, в состав которых входят газы: CO, CO₂, H₂, CH₄, C₂H₄, C_mH_n, H₂S, N₂. Состав и количество летучих зависит от состава и свойств угольного теплоносителя. Главным источником взрывоопасности является CO. Диаграмма взрывобезопасных концентраций газовой смеси CO–O₂–(CO₂ + N₂) показывает, что для надежного обеспечения взрывобезопасности работы конвертера с утилизацией отходящего газа необходимо разбавлять его азотом, особенно в начале и в конце продувки при комбинированной продувке с подачей нейтрального газа снизу (рис. 5). Обеспечение безопасной работы кислородных конвертеров требует проведения оптимизации задач использования и утилизации отходящих газов.

Приватизированные металлургические предприятия являются самостоятельными объектами в своей производственной деятельности и нормативные документы носят рекомендательный характер. Однако мировой и отечественный опыт обеспечения промышленной безопасности свидетельствует, что повышение уровня методического обеспечения этой работы на промышленном предприятии снижает вероятность возникновения инцидентов, повышает вероятность своевременной ликвидации последствий аварий и уменьшает материальные потери производства. Для организации безопасной работы оборудования и агрегатов на металлургическом предприятии должна быть создана система управления промышленной безопасностью, обеспечивающая выполнение ряда организационных и технических мероприятий, направленных на своевременное выполнение требований промышленной безопасности, мониторинг технического состояния оборудования и агрегатов и снижение риска возникновения аварий.

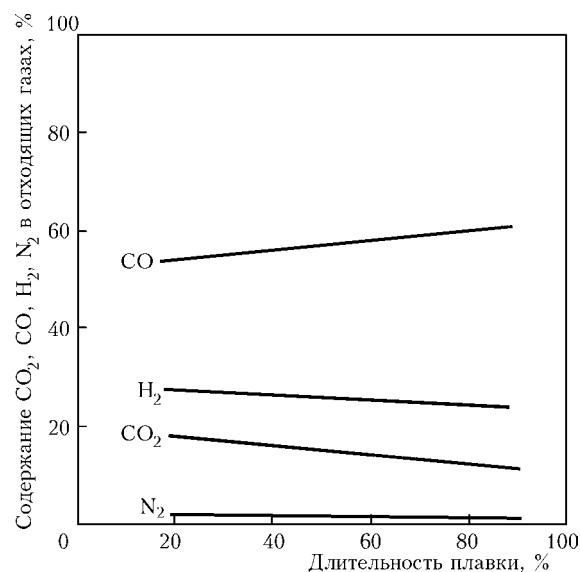


Рис. 4. Изменение химического состава отходящих газов по ходу плавки без использования жидкого чугуна с продувкой газо-кислородным факелом сверху, кислородом снизу и вдуванием угольного порошка через кислородные донные фурмы

При эксплуатации опасных производственных объектов кислородно-конвертерного производства должны внедряться комплексные системы управления промышленной безопасностью, обеспечивающие выполнение требований промышленной безопасности и мониторинг технического состояния оборудования, разработку организационных и технических мероприятий, направленных на снижение риска возникновения аварий и включающие мероприятия по модернизации и реконструкции оборудования; новые технические решения и технологии в обслуживании и ремонте оборудования; инновационные разработки для энергосбережения, переработки отходов производства и повышения его экологической безопасности; производственный контроль соблюдения требований промышленной безопасности; экспертизу промышленной и экологической безопасности оборудования, зданий

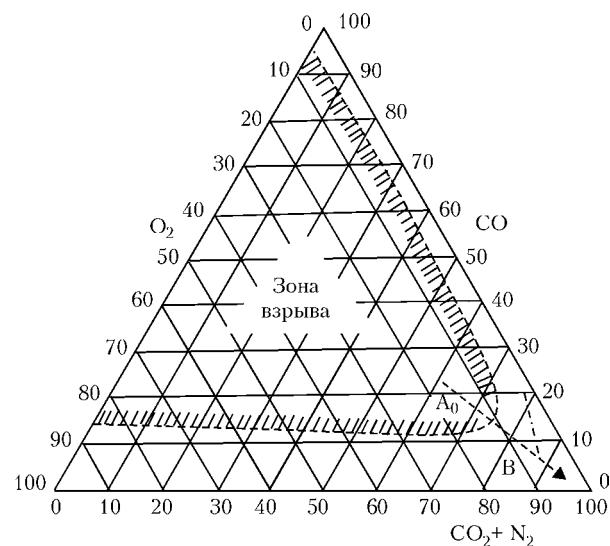


Рис. 5. Диаграмма пределов взрывоопасности газовой смеси CO–O₂–(CO₂ + N₂): A₀ — рабочая точка воспламенения смеси; B — рабочая область продувки азотом

и сооружений; страхование риска ответственности за причинение вреда при эксплуатации опасных производственных объектов; мероприятия по предупреждению и ликвидации аварийных ситуаций; методические рекомендации по оценке риска возникновения аварийных ситуаций и инцидентов.

Одна из составляющих системы управления промышленной безопасностью металлургического предприятия — анализ риска аварий, включающий идентификацию опасных веществ и оценку риска аварий для людей, имущества и окружающей среды. Основой анализа риска аварий являются идентификация опасных и вредных производственных факторов, признаки опасных производственных объектов, характеристики технологических и производственных операций, квалификация кадров, техническое состояние оборудования, зданий и сооружений. Такие разработки позволяют выработать рекомендации по прогнозированию и предупреждению взрывов и пожаров при авариях на опасных производственных объектах металлургического производства. В расчете величины риска используются две составляющие: вероятностная оценка возникновения аварии и возможный материальный ущерб, нанесенный оборудованию этой аварией. Результаты анализа риска аварий используются при принятии решений по обеспечению безопасности в ходе архитектурно-строительного проектирования, нового строительства, реконструкции, капитальных ремонтов, технического перевооружения, ликвидации и консервации объектов капитального строительства опасных производственных объектов, при декларировании промышленной безопасности и экспертизе промышленной безопасности, страховании, экономическом анализе безопасности по критериям «стоимость—безопасность—выгода», оценке воздействия хозяйственной деятельности на окружающую природную среду и при других процедурах, связанных с анализом промышленной безопасности [2].

Наиболее распространенным подходом при оценке риска [3, 4] является использование выражения:

$$R_{\text{инц } i} = \sum_i^n P_{\text{инц } i} Y_{\text{инц } i}, \quad (1)$$

где $P_{\text{инц } i}$ — вероятность возникновения инцидента на i -ом оборудовании; $Y_{\text{инц } i}$ — ущерб от возникновения инцидента на i -ом оборудовании; n — количество оборудования производственного процесса. Использование вероятностных методов при прогнозировании аварийности в кислородно-конвертерном производстве, которые базируются на использовании статистических данных, позволяет дать количественную оценку степени случайности появления инцидентов [5, 6]. Процесс анализа риска носит объективный и всесторонний характер, для чего необходимо разрабатывать методики оценки риска аварий с учетом особенностей метал-

лургического производства. Анализ риска аварий дает возможность оценить степень опасности металлургического производства для людей и окружающей среды, состояние его промышленной безопасности, и на основании полученной информации разработать рекомендации по улучшению состояния промышленной безопасности на металлургическом комбинате.

При оценке уровня производственного риска по формуле (1) наибольшую сложность представляют расчеты по определению величины вероятности возникновения инцидентов и аварийных ситуаций. Для оценки этого параметра рекомендуется использовать математические выражения, разработанные на базе теории массового обслуживания. Авторами статьи проведен анализ и установлена применимость закономерностей распределения Пуассона [5] при наличии стационарности, ординарности и отсутствия последствий событий, связанных с инцидентами в доменном и сталеплавильном производствах.

Проведение оценки возможных состояний работы оборудования по основным переделам металлургического производства [7] позволило вывести выражение для определения вероятности возникновения инцидентов и аварийных ситуаций:

$$P = 1 - \frac{1}{\sum_{k=0}^R \frac{\rho^k}{k!} + \frac{\rho^{R+1}}{R!(R-\rho)}}, \quad (2)$$

где R — количество однотипных агрегатов рассматриваемого передела металлургического производства; $\rho = \lambda t$; λ — плотность потока аварийных ситуаций в год; t — время ликвидации аварийной ситуации.

Практическая значимость полученного результата заключается в возможности прогнозирования инцидентов и аварийных ситуаций в металлургическом производстве, что позволит принимать своевременные меры по их предупреждению при оперативном управлении промышленной безопасностью и охраной труда, определять направления повышения устойчивости работы предприятия; рекомендовать внедрение современных методик профессионального отбора и программ обучения персонала с целью выработки навыков безопасной и эффективной работы, а также реагирования на внештатные производственные ситуации.

В данной работе в качестве базового документа для разработки методических положений по обеспечению промышленной безопасности работы кислородных конвертеров использован стандарт OHSAS 18001:2007, разработанный Международной организацией по стандартизации ISO в дополнение к стандарту ISO 9001 и его российский аналог ГОСТ 12.0.230–2007. Для условий кислородно-конвертерного производства разработан проект технологической инструкции по обеспечению промышленной безопасности работы кислородных кон-

вертеров, которая включает следующие основные положения:

- политику и цели организации работ по промышленной безопасности;
- распределение ключевых управленческих и исполнительских функций обслуживающего персонала;
- наиболее значительные опасности, вытекающие из особенностей производства;
- мероприятия по предупреждению инцидентов и снижению последствий аварийных ситуаций;
- методические положения по созданию и применению систем промышленной безопасности кислородных конвертеров.

Выводы

Используя теоретические положения и общие принципы анализа риска возникновения инцидентов и аварийных ситуаций в металлургическом производстве, Институтом черной металлургии НАН Украины проводятся исследования, направленные на создание методологических основ обеспечения промышленной безопасности объектов металлургического предприятия. Анализ опасности и оценка уровня риска возникновения аварийных ситуаций применительно к металлургическим агрегатам и оборудованию используются при разработке мероприятий по снижению и предотвращению нежелательных событий, разработке научно-техни-

ческих положений и технических решений по обеспечению продолжительной и безопасной работы агрегатов основных металлургических переделов. Полученные результаты позволяют определить приоритетные направления в разработке организационно-технических и технологических мер по снижению и прогнозированию уровня рисков, в том числе повышению уровня промышленной безопасности работы кислородных конвертеров.

1. К вопросу повышения промышленной безопасности конвертеров и экологической безопасности процессов выплавки стали // Л.Г. Тубольцев, В.П. Корченко, В.Ф. Поляков и др. // Сб. научн. тр. ИЧМ «Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии». – 2011. – Вып. 24. – С. 253–272.
2. Акинин Н.И. Анализ причин аварий и травматизма на опасных производственных объектах // Металлург. – 2004. – № 10. – С.23–25.
3. Тэлман Л.Н. Риски в экономике. – М.: Юнити-Дана, 2002. – 380 с.
4. Сысоев А.А., Мартынюк В.Ф., Мастрюков Б.С. Травматизм и аварийность в металлургии // Металлург. – 2004. – № 2. – С.29–32.
5. Гнеденко Б.В., Коваленко И.Н. Введение в теорию массового обслуживания. – М.: Наука, 1966. – 432 с.
6. Вероятностная оценка риска возникновения аварийных ситуаций и инцидентов на примере доменного производства // Л.Г. Тубольцев, Г.Н. Голубых, С.П. Сущев и др. // Сб. научн. тр. ИЧМ «Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии». – 2010. – Вып. 21. – С. 341–352.
7. Большаков В.И., Тубольцев Л.Г., Голубых Г.Н. Обеспечение промышленной безопасности металлургического производства // Сб. научн. тр. ИЧМ «Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии». – 2011. – Вып. 23. – С. 305–324.

ПРОЕКТ 1.3.1, 1.3.2

Розроблення методів оцінювання експлуатаційної деградації властивостей сталей магістральних трубопроводів

УДК 539.375:620.178:669.017

ОЦІНЮВАННЯ ЕКСПЛУАТАЦІЙНОЇ ДЕГРАДАЦІЇ ВЛАСТИВОСТЕЙ СТАЛЕЙ МАГІСТРАЛЬНИХ ТРУБОПРОВОДІВ З ВИКОРИСТАННЯМ ПІДХОДІВ ЛОКАЛЬНОГО ІНДЕНТУВАННЯ, МЕХАНІКИ РУЙНУВАННЯ ТА ХІМІЧНОГО ОПОРУ МАТЕРІАЛІВ

Чл.-кор. НАН України **Ю.В. МИЛЬМАН¹, Г.М. НИКИФОРЧИН², д-р техн. наук, К.Е. ГРІНКЕВИЧ¹,**

О.Т. ЦИРУЛЬНИК², М.І. ГРЕДІЛЬ², кандидати техн. наук

¹Ін-т проблем матеріалознавства ім. І.М. Францевича НАН України,

²Фізико-механічний ін-т ім. Г.В. Карпенка НАН України)

Проаналізовано загальні закономірності впливу тривалої експлуатації сталей магістральних трубопроводів на деградацію їх механічних властивостей. Встановлено, що характеристики опору трубних сталей проти крихкого руйнування (ударна в'язкість і тріщиностійкість) найчутливіші до експлуатаційної деградації. Набагато сильнішим є вплив експлуатаційної деградації на характеристики корозійної тріщиностійкості трубних сталей, особливо за умов їх поміркованої катодної поляризації. Характеристики що отримують методами індентування і тертя також чутливі до експлуатаційної деградації сталей, порівняно з характеристиками міцності та пластичності. А показники розсіювання результатів вимірювань (коєфіцієнти варіації) механічних характеристик краще відображають відмінності у станах металу до та після експлуатації, ніж абсолютні значення цих характеристик. Із електрохімічних характеристик найчутливішими до експлуатаційної деградації трубних сталей є поляризаційний опір і струм корозії, їх зміна, сумірна зі зміною ударної в'язкості.

Ключові слова: експлуатаційна деградація, сталь газопроводу, діагностика стану металу, методи індентування

Оцінювання технічного стану тривало експлуатованих трубопроводів та прогнозування їх залишкового ресурсу повинно враховувати можливу деградацію механічних властивостей сталей, які визначають його роботоздатність і закладаються у відповідні інженерні розрахунки. Загалом деградація металу супроводжується змінами його структури, а також розвитком розсіяної по об'єму стінки труби нано- та мікропошкодженості. Цим аспектам останнім часом приділяють посилену увагу, оскільки зросла тривалість експлуатації систем магістральних трубопроводів.

Про вплив тривалої експлуатації магістральних трубопроводів на механічні властивості матеріалів, з яких вони виготовлені, існують різні погляди. В нормативно-технічній документації, яка регулює будівництво та експлуатацію магістральних трубопроводів, не розглядають зміну механічних властивостей металу труб впродовж тривалої експлуатації [1], проте у низці наукових праць автори стверджують, що під час тривалої експлуатації механічні властивості металу магістральних трубопроводів деградують [2–4]. Іншими дослід-

женнями [5] показано, що вони є близькими за значеннями до механічних властивостей сталі труб аварійного запасу.

У роботі проаналізовано закономірності зміни механічних властивостей трубних сталей 09Г2С, 10Г, 14ГН, 19Г, 10Г2С, Ст3, 14ХГС, 19Г1, 17ГС, 17Г1С, С55Е, Х52 магістральних нафто- і газопроводів в процесі їх експлуатації на основі відомих літературних даних. Основними механічними характеристиками, за якими оцінюють можливу деградацію сталей нафтопроводів, є показники міцності і пластичності, а також ударна в'язкість як характеристика опору проти крихкого руйнування, оскільки їх рівень обумовлений в нормативних документах. Крім того, в нормативних документах регламентується відношення $\sigma_{0,2}/\sigma_b$, яке не повинне перевищувати гранично допустимий рівень 0,9.

На рис. 1 показано зміну механічних властивостей трубних сталей у відносних одиницях для полегшення їх порівняльного аналізу (у чисельнику — значення параметру експлуатованого металу, у знаменнику — у вихідному стані).

З отриманих часових залежностей витікає, що експлуатаційна деградація структури трубних сталей супроводжується суттєвим погрішеннем їх ме-

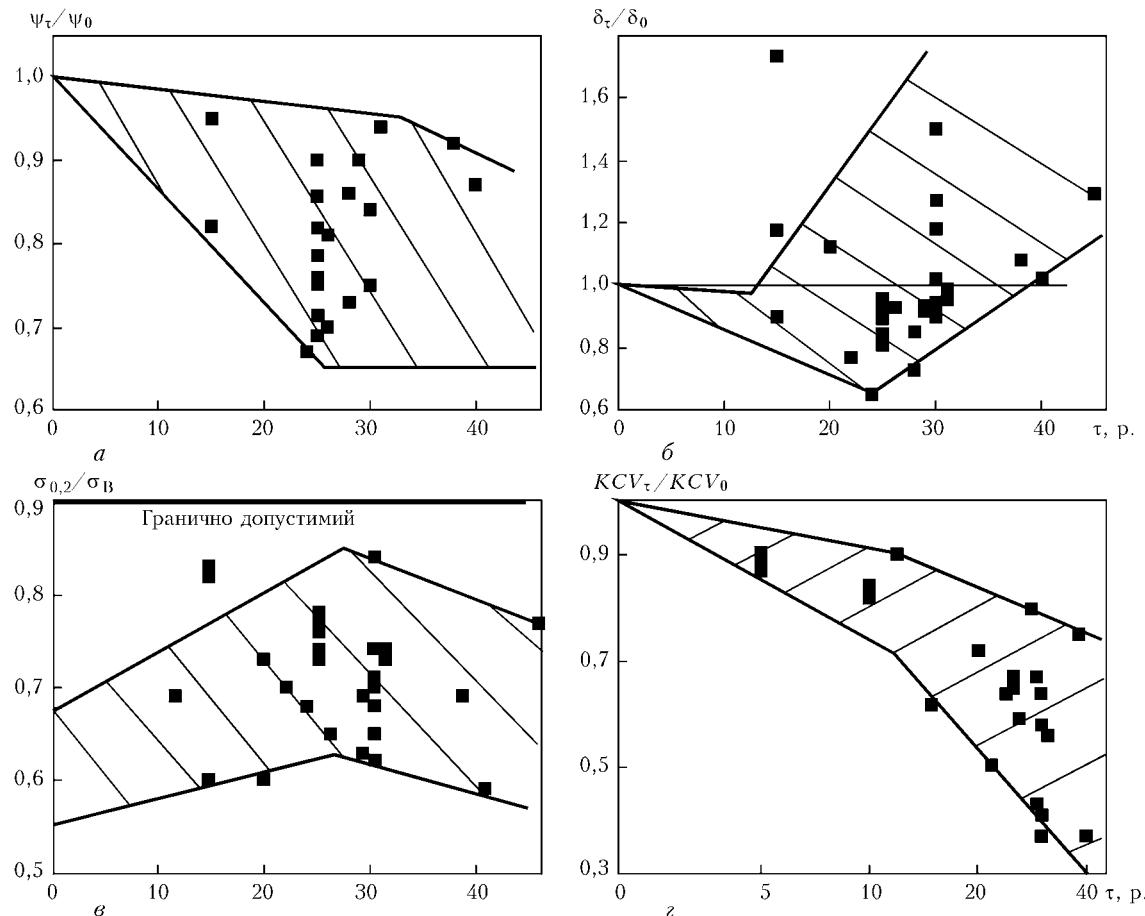


Рис. 1. Часові залежності зміни відносного звуження ψ (а), відносного видовження δ (б), відношення характеристик міцності $\sigma_{0,2}/\sigma_v$ (в) та ударної в'язкості KCV (г) трубних сталей внаслідок їх експлуатації

ханічних властивостей. Зафіксовано поступове в часі експлуатації зменшення такої характеристики пластичності, як відносне звуження (рис. 1, а). Після 40 років експлуатації ψ може зменшитися майже на 30 %, що свідчить про значне окрихчення металу. Водночас для відносного видовження властива складніша залежність: впродовж 20–25 років експлуатації сталей δ зменшується до 30 % (в багатьох літературних джерелах значення δ менше за регламентоване ГОСТ 52079–2003 20 % [6]), а при подальшій експлуатації зростає і після 30–40 років може на 30 % перевищувати вихідний рівень (рис. 1, б).

Отже, за зміною відносного видовження неможливо зробити однозначний висновок щодо окрихчення чи пластифікації сталі внаслідок її експлуатаційної деградації. Неоднозначно також міняється впродовж експлуатації і відношення $\sigma_{0,2}/\sigma_v$. На противагу δ відношення $\sigma_{0,2}/\sigma_v$ впродовж 20–25 років експлуатації сталей зростає, однак не зафіксовано випадку досягнення ним гранично допустимого рівня 0,9 (рис. 1, в).

За умови подальшої експлуатації цей показник зменшується і може після 40 років досягти вихідного значення. Отже, з огляду на отримані закономірності зміни відносного видовження і відношення $\sigma_{0,2}/\sigma_v$ можна припустити, що до 20–25 років експлуатації магістральних нафто- і газопроводів деградація структури трубних сталей зумовлена в

основному перебіgom процесів деформаційного зміцнення і старіння.

При подальшій експлуатації розвиваються, вірогідно, такі процеси деградації, які викликають збільшення відносного видовження, зменшення відношення $\sigma_{0,2}/\sigma_v$ і ще інтенсивнішого зниження ударної в'язкості. Це можуть бути процеси розвитку розсіяної пошкодженості тріщиноподібних дефектів.

Окрихчення трубних сталей внаслідок їх тривалої експлуатації проявляється перш за все у зниженні їх характеристик опору проти крихкого руйнування – ударної в'язкості (рис. 1, г). Впродовж перших 10 років експлуатації магістральних трубопроводів значення KCV сталей, визначене при кімнатній температурі, зменшується на 10–30 %, а після 30–40 років їх експлуатації може впасти до рівня, втричі меншого від вихідного. Такого різкого падіння не зазнає жодний інший механічний параметр. Ще інтенсивніше зниження KCV трубних сталей внаслідок експлуатаційної деградації зафіксовано при низькотемпературних випробуваннях. Це обов'язково слід мати на увазі у випадку відсутності деградації KCV при випробуваннях в умовах кімнатної температури, що мало місце при дослідженні впливу тривалого статичного навантаження (0,75 границі плинності, що приблизно відповідає умовам експлуатації нафтопроводів) упродовж 9,6 років на ударну в'язкість

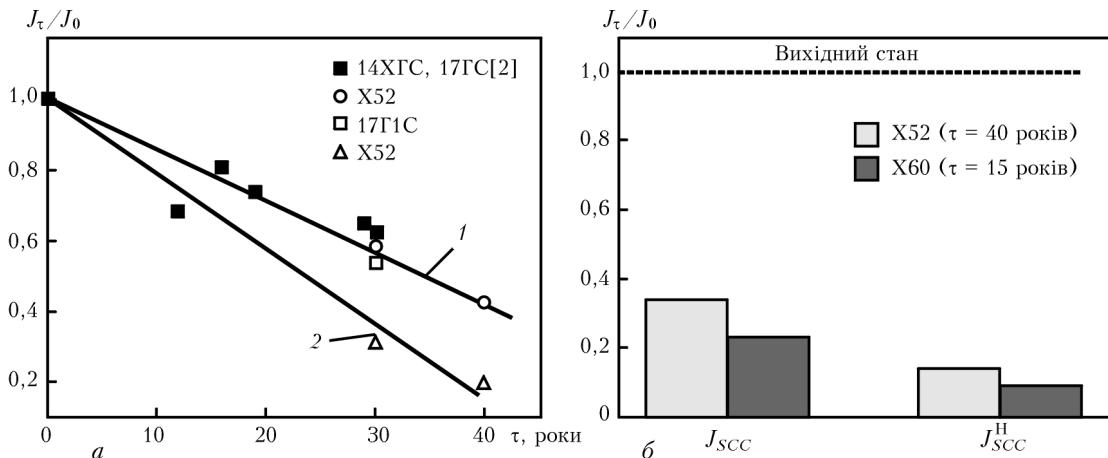


Рис. 2. Часові залежності зміни характеристики статичної тріщиностійкості K_{Ic} [2] і J_i , що відповідають старту тріщини (1), та $J_{0,2}$ (2) трубних сталей внаслідок їх експлуатації (a), а також вплив експлуатації на пороговий рівень корозійної тріщиностійкості сталей X52 та X60 (6) у корозійному середовищі при потенціалі корозії J_{SCC} і при катодній поляризації J_{SCC}^H

сталі 09Г2С [7]. Проте зі зниженням температури значення KCV зістареної сталі значно зменшилося, що вказує на її суттєве окрихчення, порівняно з вихідним станом. Це підтверджує і зростання температури крихко-в'язкого переходу (наявність у зламі 50 % в'язкої компоненти) на 20–30 °C.

Зазначимо, що поділ енергії руйнування сталі X52 (аналог сталі 17Г1С) при ударних випробуваннях на складові зародження та поширення тріщини показав [4], що зниження ударної в'язкості сталі внаслідок експлуатації зумовлене перш за все зниженням складової поширення тріщини — майже у 2 рази, тоді як робота зародження зменшується ненабагато — всього на 20 %. Відповідно використання підходів механіки руйнування є особливо ефективним для оцінювання експлуатаційної деградації металу, однак інформація у літературі про вплив експлуатації на статичну тріщиностійкість трубних сталей практично відсутня.

Відповідно до отриманих у роботі результатів статична тріщиностійкість J_i , що відповідає K_{Ic} -старту тріщини сталі X52 магістрального газопроводу, знизилась більше, ніж у 2 рази, внаслідок її експлуатації 40 років (рис. 2, крива 1). Водночас статична тріщиностійкість сталі вищої категорії міцності X60 вже після 15 років експлуатації втрічі менша від вихідного рівня (114 проти 377 Н/мм). Ще сильніше змінюється така стандартизована характеристика тріщиностійкості, як $J_{0,2}$ (рис. 2, а, крива 2), що включає J_i (роботу старту тріщини) та ΔJ (роботу поширення тріщини до 0,2 мм).

Після 40 років експлуатації $J_{0,2}$ може зменшитись у 5 раз, ΔJ — майже у 8. Таке різке падіння цих характеристик дає підстави використовувати їх як найчутливіші показники експлуатаційної деградації трубних сталей.

Експлуатація сталі спричиняє також зміну макромеханізму її руйнування. За візуального аналізу зони витягування на поверхні зламу неексплуатованої сталі встановлено, що тріщина розвивається за в'язким механізмом не перпендикулярно, а під кутом до осі прикладання сили. Це не дає можли-

вості виявити різницю між зоною витягування і зоною росту тріщини. Для експлуатованих сталей зона витягування дуже мала, вона чітко відрізняється від зони росту тріщини, а тріщина росте перпендикулярно до напружень розтягу у вершині тріщини, що слугує фрактографічною ознакою експлуатаційної деградації.

Набагато сильнішим є вплив експлуатаційної деградації на старт тріщини при випробуванні компактних зразків трубних сталей X52 і X60 повільним розтягом (1 мкм/год) у модельному розчині водного конденсату магістрального газопроводу [4]. За умови корозійного розтріскування експлуатованих сталей при потенціалі корозії їх пороговий рівень корозійної тріщиностійкості J_{SCC} у 3–4 рази менший від їх J_i (рис. 2, б). Поміркована катодна поляризація струмом 0,15 мА/см² додатково понизила рівень тріщиностійкості J_{SCC}^H .

Отже, використання підходів механіки руйнування є особливо ефективним для оцінювання експлуатаційної деградації металу, особливо за умов його наводнювання. Тому можна узагальнити, що виявлення деградації матеріалу полегшується за умови випробувань при дії на метал окрихувальних чинників, таких як знижена температура, ударне навантаження, наявність концентраторів напружень та агресивні середовища.

Разом з тим, виходячи з можливості суттєвої деградації вихідних властивостей, стає актуальним моніторинг поточних механічних властивостей сталей [8], а отже, створення неруйнівних методів їх діагностування. Тут перспективними є методи оцінювання зносотривкості, твердості і сили тертя. Важливо також враховувати розсіювання результатів вимірювань цих параметрів, показники якого під час дослідження впливу тривалої експлуатації на розвиток розсіяної пошкодженості у стялях виявились чутливіші до стану металу (метод LM-твёрдості [8]), ніж усередині значення.

Метод індентування багато років використовується для оцінки механічної поведінки матеріалів за рівнем його твердості. Але останнім часом методи індентування були суттєво розвинуті, що дає

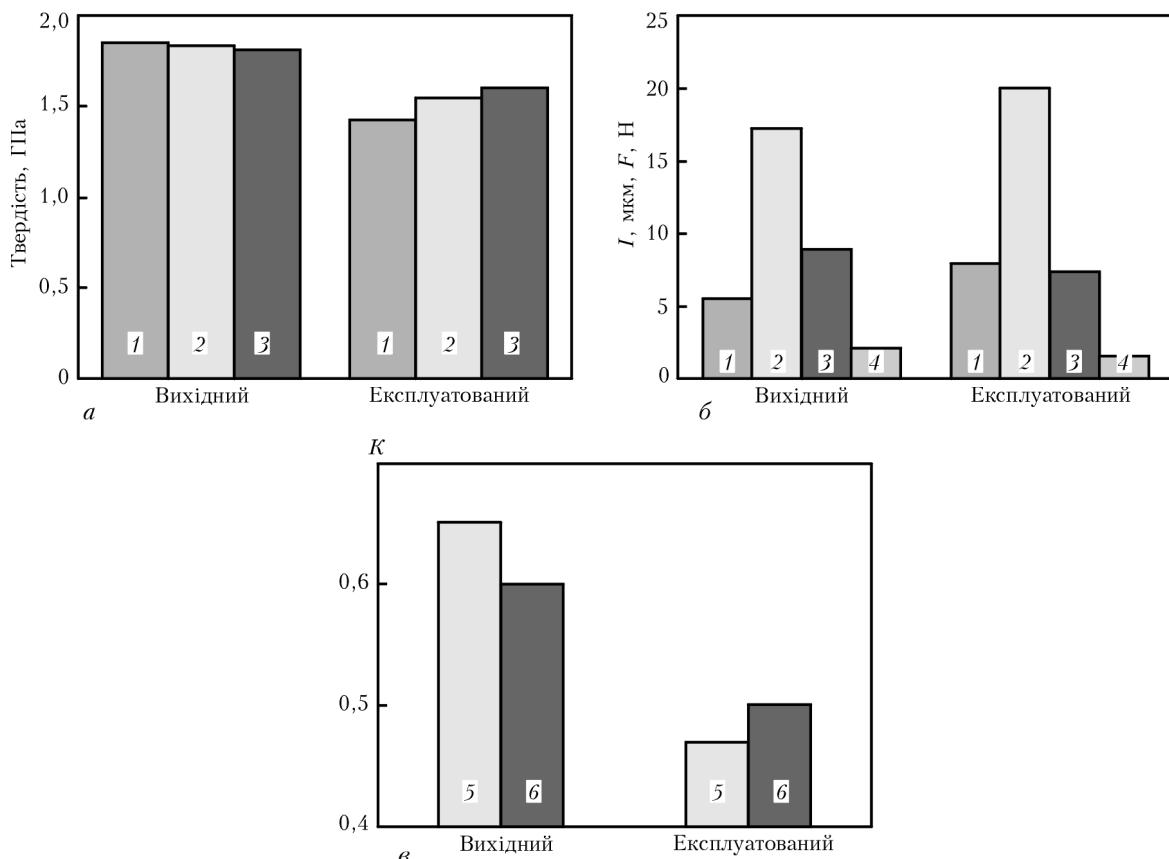


Рис. 3. Вплив експлуатації на твердість HB (1) та HV (2, 3) сталі X52 (а) при навантаженні на індентор 15,6 (1), 9 (2) і 0,2 кг (3) та на знос I (1, 2), силу тертя F (3, 4) (б) і коефіцієнт пластифікування K (5, 6) (в) сталі за статичної (1, 3, 5) і динамічної (2, 4, 6) моди випробування

можливість визначати за їх допомогою комплекс механічних властивостей матеріалу (міцності, модуля пружності, деформаційного зміщення, трищіностійкості тощо).

В даній роботі, розвиваючи метод індентування для оцінювання деградації сталі X52 після 30 років експлуатації, визначали твердість по Бринеллю HB та за Виккерсом HV у відповідності до ГОСТ 8.062–85 та ГОСТ 2999–75, а також характеристики зносу. Знос I та силу тертя F матеріалів встановлювали за статичного та динамічного навантаження на розробленій авторами установці АТКД [9]. В зонах статичного і динамічного зношування визначали поперечний профіль доріжки тертя, глибина якої слугувала показником зносу, а відношення площини витісненого матеріалу до всієї площині доріжки тертя — показником (коєфіцієнтом) пластифікування K . Із зростанням навантаження на індентор чутливість твердості сталі до експлуатаційної деградації посилюється (рис. 3, а). Відповідно до зменшення твердості експлуатованої сталі зростають характеристики її статичного (30 %) і динамічного (блізько 15 %) зносу (рис. 3, б).

Однак при цьому зменшуються сили тертя, особливо у випадку динамічної моди випробування. Тобто спостерігається певна тенденція — експлуатаційна деградація сильніше посилює знос сталі за такого виду випробування, якому властивий менший коефіцієнт тертя (оскільки він за наших умов пропорційний силі тертя).

Експлуатаційна деградація також зменшує коефіцієнт пластифікування, особливо за статичної моди випробування, що вказує на її окрихчуєчий вплив на механізм руйнування сталі в процесі тертя (рис. 3, в). Це цілком узгоджується із виявленою закономірністю зниження характеристики пластичності і реалізацією крихкішого механізму руйнування сталі при випробуванні на ударну в'язкість і тріщиностійкість внаслідок її тривалої експлуатації. І, вочевидь, пояснює зменшення сил тертя експлуатованої сталі поряд зі зниженням її твердості.

Такий специфічний вплив тривалої експлуатації сталі на її механічну поведінку за умов тертя може свідчити на користь домінування росту мікропошкодженості над процесами деформаційного старіння. Непрямим доказом цього може також слугувати збільшення відношення зносотривкості за динамічного навантаження до зносотривкості за статичного навантаження експлуатованої сталі, порівняно із неексплуатованою. Оскільки ослаблення ефекту дії циклічної складової навантаження за умов тертя зумовлене тим, що мікропошкодженість експлуатованої сталі уже достатньо розвинена внаслідок її деградації і стадія зародження мікрородефектів, яка різко інтенсифікується за власне циклічного навантаження, вже не відіграє такої ролі за статичного.

Для оцінки експлуатаційної деградації сталі використано такий статистичний параметр, як роз-

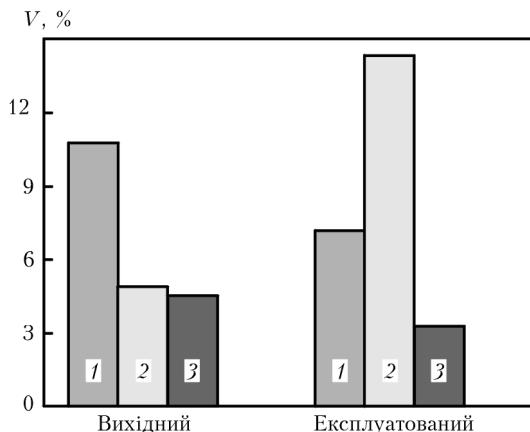


Рис. 4. Вплив експлуатації на коефіцієнт варіації зносу за статичного V_I^c (1) та динамічного V_I^d (2) навантаження та коефіцієнт варіації твердості V_{HV} (3) сталі X52

сювання результатів вимірювань — коефіцієнт варіації V механічного показника [9]. Загалом коефіцієнти варіації зносу V_I та твердості V_{HV} суттєво відмінні для металу у вихідному стані та після експлуатації (рис. 4). Для статичних характеристик (I_c , HV) зафіксовано зменшення коефіцієнту варіації, тоді як для динамічної — збільшення.

Вище значення V_I^c , порівняно з V_{HV} , з одного боку, обумовлено насамперед більшим у цьому випадку розміром ділянки вимірювання (доріжки тертя відносно відбитку за вимірювань твердості) і, як наслідок, значною ймовірністю контакту пошкодження з індентором, а з іншого, — суттєвішою невизначеністю початкових умов контактування індентора зі зразком при вимірах зносу.

Проведені нами дослідження, а також літературні дані щодо зміни механічних властивостей трубних сталей X52 після тривалої експлуатації показали, що стандартні властивості міняються мало внаслідок тривалої експлуатації трубопроводів (до 15 %). Дещо вища (у межах 15–25 %) чутливість до експлуатаційної деградації сталі показників твердості (рис. 5). Ще більший вплив має експлуатація на характеристики тертя — зносотривкість, сила тертя та коефіцієнт пластичності (до 30 %). Зазначимо певну особливість — за

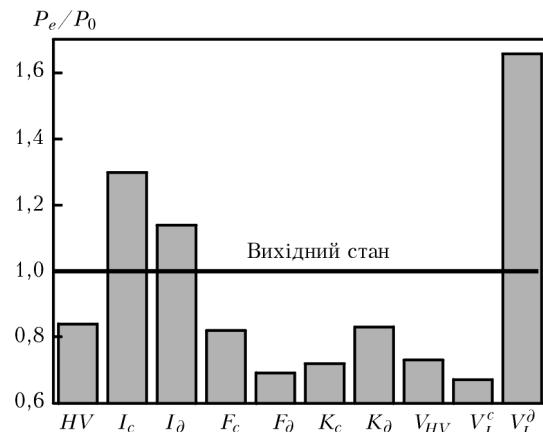


Рис. 5. Відносна зміна λ внаслідок експлуатації характеристик твердості і зношування сталі X52, а також їх коефіцієнтів варіації

статичного навантаження чутливіші до експлуатації зносотривкість та коефіцієнт пластифікування, а за динамічного — сила тертя. Проте за отриманими результатами найсильніший вплив експлуатація спрямована на коефіцієнти варіації твердості, особливо зносотривкості (до 60 %). Однак для однозначних висновків щодо таких статистичних показників необхідно проаналізувати набагато більший масив експериментальних даних як по сортаменту трубних сталей, так і по тривалості їх експлуатації.

Електрохімічні характеристики є чутливими до структурного та напруженого стану металу. Отже, використання електрохімічних показників [10] може мати перспективи для оцінювання деградації властивостей матеріалу як у лабораторних умовах, так і для технічного діагностування стану матеріалів тривало експлуатованих конструкцій.

До електрохімічних показників, які потенційно можна використовувати з цією метою, можуть належати потенціал корозії E_{cor} , струм корозії j_{cor} та поляризаційний опір R_p .

Нашиими дослідженнями встановлено, що потенціал корозії трубних сталей практично не чутливий до її деградації (рис. 6).

Водночас поляризаційний опір і струм корозії є дуже чутливими до деградації сталей. Внаслідок

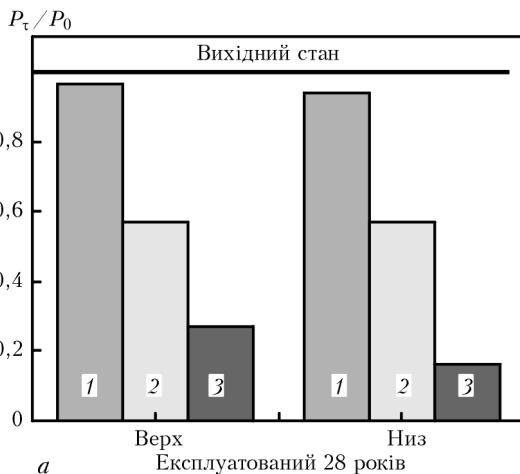
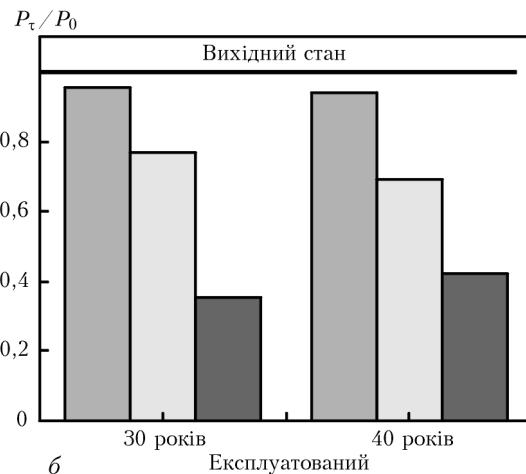


Рис. 6. Вплив тривалої експлуатації на електрохімічні характеристики трубних сталей 10ГС (а) і Х52 (б), віднесені до їх початкового значення: 1 — E_{cor} ; 2 — j_{cor} ; 3 — R_p



експлуатації матеріалу ці його характеристики по-тіршуються в 3–4 рази.

Висновки

1. Встановлено, що серед механічних властивостей трубних сталей характеристики їх опору крихкому руйнуванню (ударна в'язкість і тріщиностійкість) є найчутливішими до експлуатаційної деградації. Експлуатація сталі спричиняє також зміну макромеханізму її руйнування: тріщина розвивається за в'язким механізмом під кутом до осі прикладання сили, тоді як для експлуатованих сталей зона витягування дуже мала, вона чітко відрізняється від зони росту тріщини, тріщина росте перпендикулярно до напруженъ розтягу у вершині тріщини. Особливості морфології зламу слугують фрактографічною ознакою експлуатаційної деградації.

2. Набагато сильніше впливає експлуатаційна деградація на характеристики корозійної тріщиностійкості трубних сталей, особливо за умов їх поміркованої катодної поляризації. Отже, використання підходів механіки руйнування є ефективним для оцінювання експлуатаційної деградації металу, особливо за умов наводнювання металу.

3. Узагальнено, що виявлення деградації матеріалу полегшується за випробувань при дії на метал окрихчуючих чинників, таких як понижена температура, ударне навантаження, наявність концентраторів напруженъ та агресивні середовища.

4. Характеристики, отримані методами твердості і тертя, чутливіші до експлуатаційної деградації сталей в порівнянні зі стандартними механічними властивостями. А показники розсіювання результатів вимірюв (коєфіцієнти варіації) механічних характеристик краще відображають відмінності у станах металу до та після експлуатації, ніж абсолютні значення цих характеристик.

5. Із електрохімічних характеристик найчутливішими до експлуатаційної деградації трубних сталей є поляризаційний опір і струм корозії, їх зміна сумірна із зміною ударної в'язкості.

6. Отримані результати доводять принципову можливість використання характеристик локального навантаження індентором, механіки руйнування та хімічного опору матеріалів за критерії зміни їх структурного стану, а також бути основою неруйнівного методу оцінювання залишкового ресурсу відповідальних об'єктів. Поєднання руйнівних та неруйнівних методів оцінювання деградації сталей газопроводів дає можливість повніше досліджувати їх технічний стан.

1. РД-153-39.4-056-00. Правила технической эксплуатации магистральных нефтепроводов. — М.: Недра, 1995. — 218 с.
2. Старение труб нефтепроводов / А.Г. Гумеров, Р.С. Зайнуллин, К.М. Ямалеев, А.В. Росляков. — М.: Недра, 1995. — 218 с.
3. Статистическая оценка деградации свойств материала нефтепровода / Л.А. Сосновский, Н.А. Маухутов, А.М. Бордовский, В.В. Воробьев // Зав. лаборатория. Диагностика материалов. — 2003. — № 11. — С. 40–49.
4. Никифорчин Г.М., Цирульник О.Т. Особливості експлуатаційної деградації конструкційних сталей «в об'ємі» за дії агресивних середовищ // Пробл. прочности. — 2009. — № 6. — С. 79–94.
5. Об оценке влияния длительной эксплуатации на механические свойства и структуру металла магистральных нефтепроводов / Н.П. Лякишев, М.М. Кантор, А.А. Белкин, В.Н. Тимофеев // Зав. лаборатория. Диагностика материалов. — 2007. — № 1. — С. 75–82.
6. ГОСТ 52079–2003. Трубы стальные сварные для магистральных газопроводов, нефтепроводов и нефтепродуктопроводов. Технические условия. — М.: Изд-во стандартов, 2003. — 28 с.
7. Изменение структуры и свойств трубной стали во время длительных выдержек под нагрузкой / С.И. Ильин, М.А. Смирнов, Ю.И. Пашков и др. // Изв. Челябинского научного центра. Физическая химия и технология неорганических материалов. — 2002. — Вып. 4. — С. 42–46.
8. Лебедев А.А., Музика Н.Р., Волчек Н.Л. Метод диагностики состояния материала по параметрам рассеяния характеристики твердости // Зав. лаборатория. Диагностика материалов. — 2003. — № 12. — С. 49–51.
9. Зенкин Н.А., Гриневич К.Э. Комплекс диагностической аппаратуры и методология контроля параметров трибосистемы в динамических условиях испытаний // Контроль. Диагностика. — 2002. — № 6. — С. 49–51.
10. Воднева деградація тривало експлуатованих сталей магістральних газопроводів / О.Т. Цирульник, Г.М. Никифорчин, Д.Ю. Петрина та ін. // Фіз.-хім. механіка матеріалів. — 2007. — № 5. — С. 97–104.

Розділ 2

Розробка методів і нових технічних засобів неруйнівного контролю та діагностики стану матеріалів і виробів тривалої експлуатації

Керівник розділу — академік НАН України З.Т. Назарчук

У 2010–2012 рр. за розділом програми «Ресурс» виконували роботи за 13 проектами, пов’язаними з розробкою і впровадженням методик і технічних засобів неруйнівного контролю, діагностики стану і оцінки ресурсу об’єктів тривалої експлуатації у таких галузях, як транспорт, енергетика, хімічна і нафтохімічна промисловість, машинобудування, комунальне господарство, будівництво. Проекти виконували колективи науковців із п’яти інститутів Національної академії наук України. Особливу увагу при виконанні проектів розділу приділяли їх практичній спрямованості, що знайшло відображення у створенні конкретних методик діагностування, розробленні відповідних пристрійств та систем для їх реалізації. Нижче наведено короткий огляд отриманих результатів.

За напрямом акустико-емісійної діагностики розроблено сімейство портативних пристрій акусто-емісійного діагностування виробів і елементів конструкцій типу SKOP-8 та SKOP-8M, засобів оцінки стану об’єктів тривалого експлуатування за параметрами сигналів магнетопружної акустичної емісії, а також радіотелеметричної вимірювальної системи для передачі первинної інформації каналами радіозв’язку (проект 2.1, керівник — д-р техн. наук В.Р. Скальський, Фізико-механічний інститут ім. Г.В. Карпенка). Практичне застосування цих розробок показало їх високу ефективність під час проведення робіт на діючих об’єктах контролю.

У спеціально розробленому програмному забезпеченні цих пристрійств реалізовано функції для опрацювання вхідних даних, їх візуального відображення, визначення координат дефектів та збереження отриманих результатів у пам’яті комп’ютера. Згадані вимірювальні системи можуть працювати у польових та важкодоступних умовах; застовуватися для моніторингу та технічної діагностики об’єктів довготривалої експлуатації (мостів; резервуарів та ємностей високого тиску; трубопроводів; елементів мостових, козлових та баштових кранів; портових підйомно-транспортних механізмів). Їх можна використовувати і в лабораторних умовах для фундаментальних і прикладних досліджень конструкційних матеріалів: визначення статичної та циклічної тріщиностійкості і повзучості, пластичного деформування; виявлення стадій зародження та

розвитку холодних і гарячих тріщин під час зварювання; знаходження нижнього порогового значення коефіцієнта інтенсивності напружень за водневого і корозійного розтріскування матеріалів; дослідження композитів тощо.

За допомогою цих засобів і спеціально розроблених методик проведено акусто-емісійне діагностування таких об’єктів, як мости через р. Дністер (біля с. Атаки Чернівецької обл., біля смт Заліщики Тернопільської обл.) та р. Дніпро (на вході в гавань у м. Києві, через шлюз каскаду Київських ГЕС та ГАЕС), транспортний тунель на автотрасі Київ-Чоп біля с. Олесько Львівської обл., обладнання нафтопомпувальних станцій «Плещівка», «Чижівка», «Новини», «Куровичі», «Жулин», «Долина», «Дрогобич», «Сколе», «Солочин» на магістральному нафтопроводі «Дружба», резервуар для зберігання нафти місткістю 75 000 м³ (м. Броди), шляхопроводи біля с. Вістова Івано-Франківської обл., на автомагістралі Львів-Краковець та на Західному обході м. Львова. Сумарний економічний ефект, отриманий від впровадження розроблених засобів акусто-емісійного діагностування, склав понад 3430 тис. грн.

За цим же напрямом створено універсальну систему безперервного акусто-емісійного моніторингу об’єктів різного типу (посудини тиску, труби, турбоагрегати тощо), які працюють у високотемпературних (понад 350 °C) режимах для забезпечення надійного, безперебійного, постійного контролю їх стану (проект 2.7, керівник — д-р техн. наук А.Я. Недосека, Інститут електрозварювання ім. Є.О. Патона).

Вивчено особливості, характерні для процесу деформування і руйнування ряду конструкційних сталей при високих температурах і виникнення супутньої цьому процесу акустичної емісії. Розроблено випробувальний стенд та методику випробувань, які забезпечили отримання акусто-емісійних характеристик конструкційних сталей в умовах високотемпературного навантаження, необхідних для оцінки і прогнозування стану матеріалу. На цій основі виготовлено та впроваджено на Одеському припортовому заводі у цеху виробництва аміаку № 2 акусто-емісійне обладнання та програми для постійного моніторингу

трубопроводів цеху, що працюють в умовах підвищених тиску та температури.

Налагоджено контролючі програми у режимі перевірки, що показало їх працевздатність при використанні імітаторів акусто-емісійних сигналів, зокрема ефективність оновлених алгоритмів класифікації та фільтрування сигналів акустичної емісії у високотемпературному режимі.

Розроблено проект технічної документації з впровадження акусто-емісійного контролю на трубопроводах Одеського припортового заводу, що працюють в умовах підвищених тиску та температури.

До відповідальних об'єктів тривалої експлуатації належать резервуари великої місткості, які широко використовують у хімічній та нафтохімічній промисловості. Для моніторингу їх стану розроблено технологію неруйнівного контролю та портативне обладнання для визначення корозійних пошкоджень, які виникають під час тривалої експлуатації (проект 2.8, керівник — д-р техн. наук В.А. Троїцький, Інститут електрозварювання ім. Є.О. Патона). В основу цієї технології покладено електромагнітно-акустичний метод контролю, при застосуванні якого немає необхідності забезпечувати «мокрий» акустичний контакт перетворювача з об'єктом контролю, можливо проводити контроль через повітряний прошарок або захисне покриття, відсутні суворі вимоги щодо шорсткості поверхні, а також забруднення поверхні об'єкта контролю контактною рідиною.

Розроблено дослідний зразок установки для механізованого ультразвукового контролю основного металу на корозійні дефекти донної частини хімічних та нафтових резервуарів, що складається з двох електромагнітно-акустичних перетворювачів, самого дефектоскопу на постійних магнітах «УЗД-ФЭРТА», таких систем, як регулювання відстані між перетворювачами; юстування (регулювання азимутального кута) перетворювачів; притискання перетворювачів до робочої поверхні; переміщення каретки з перетворювачами по робочій поверхні листа; відвід перетворювачів у неробочий стан.

За напрямом вібродіагностики розроблено алгоритми та програмне забезпечення для аналізу вібраційних сигналів та оцінювання стану механізмів обертової дії (проект 2.2, керівник — д-р фіз.-мат. наук І.М. Яворський, Фізико-механічний інститут ім. Г.В. Карпенка). Запропоновано критерії, що дозволяють комплексно діагностувати елементи механічних систем незалежно від розташування перетворювачів.

Розроблено та введено в експлуатацію вібраційний стенд ВМС-1 для верифікації багатовимірних сигналів. Створено низку ідентичних за своїми характеристиками векторних первинних перетворювачів віброприскорення для відбору вібраційних сигналів одночасно в різних точках механічної системи, які не поступаються кращим зарубіжним аналогам.

На основі розробленої методології аналізу багатовимірних стохастичних коливань із використанням сучасних елементів мікроелектроніки та відповідного програмного забезпечення створено мобільну інформаційно-вимірювальну систему ВЕКТОР для відбору та обробки багатовимірних сигналів обертових механізмів машинних комплексів, виявлення і попередження аварійних ситуацій на турбогенераторах, нафтопомпувальних станціях, бурильних установках, діагностики тіл обертання, електродвигунів, газоперекачувальних агрегатів, порталів кранів, електрогенеруючих установок тощо.

За допомогою цієї системи із застосуванням методів багатовимірної ранньої діагностики досліджено вібраційний стан редукторів вугільних конвеєрів морського порту «Южний». Встановлено причини підвищеної вібрації підшипникових вузлів відцентрових машин ЛКП «Львівводоканал», про діагностовано вібраційний стан механізмів та проведено їх балансування. Здійснено діагностику газових нагнітачів Дащавського виробничого управління підземного зберігання газу та встановлено причини їх підвищеної вібрації.

З метою забезпечення довготривалої безпечної експлуатації підйомно-транспортного обладнання (ліфтів, підвісних доріг, різноманітних атракціонів із складною траєкторією руху) розроблено апаратні і програмні засоби та відповідні методики для вимірювання їх динамічних і кінематичних параметрів (проект 2.4, керівник — канд. техн. наук О.А. Владимирський, Інститут проблем моделювання в енергетиці ім. Г.Є. Пухова). Зокрема, розроблено вимірювач ИКПЛ-МЗ, в основу якого покладено контактний принцип дії (до рухомого об'єкту притискається валик із гумовим покривом або торцева насадка). Два десятки зразків цього приладу різних модифікацій впроваджено на підприємствах України (Рівненському, Кримському (м. Сімферополь), Східному (м. Харків), Луганському, Волинському (м. Луцьк), Кіровоградському, Вінницькому, Чернігівському, Черкаському, Західному (м. Львів), Карпатському (м. Івано-Франківськ), Запорізькому експертно-технічному центрі Держгірпромнагляду України, українсько-німецькому СП «Товариство технічного нагляду ДІЕКС» (м. Дніпропетровськ), які здійснюють технічну експертизу підйомно-транспортного обладнання у процесі його експлуатації. На підприємстві ТзОВ «СКС КОНСАЛД» (м. Суми) цей прилад використовують для технічної діагностики ліфтів. З урахуванням великого ступеня зношеності ліфтового господарства України і необхідності капітального ремонту значної кількості ліфтів цей напрям застосування приладу ИКПЛ-МЗ є дуже актуальним.

Вимірювачі ИКПЛ-МЗ також впроваджено на ліфтобудівних підприємствах України — ТзОВ «Укрліфтсервіс» (м. Київ), ТзОВ «Карат-Ліфткомплект» (м. Вишгород) і ТзОВ «Укртеплосервіс» (м. Київ). Тут їх використовують для контро-

лю параметрів і налаштувань редукторів лебідок, лебідок із новими надтихохідними двигунами та станцій керування частотними регуляторами. Оснащення цим приладом вітчизняних установ і підприємств, які проектирують і випускають підйомно-транспортне обладнання, забезпечить високу якість, безпечність і конкурентоздатність їх продукції і тому є вкрай актуальним.

Для вимірювача ИКПЛ-М3 розроблено нову версію програмного забезпечення, в яку введено режими роботи на підвісних дорогах. Прилади з цим програмним забезпеченням впроваджено у таких державних експертно-технічних центрах як Рівненський, Західний, Карпатський і Запорізький. На вимірювач ИКПЛ-М3, крім свідоцтва про метрологічну атестацію, отримано ще свідоцтво про метрологічне калібрування міжнародного зразка. Вирішується питання про постачання цього вимірювача підприємствам Росії та Білорусії.

Крім контактного ИКПЛ-М3, розроблено і випробувано безконтактний інерційний вимірювач якості руху на базі п'єзоелектричних акселерометрів «Гравік», створений на основі комбінованого MEMS давача, який містить три акселерометри і три гіроскопи. Цей прилад дозволяє проводити вимірювання параметрів руху об'єктів зі складною траєкторією переміщення (кабіни підвісних канатних доріг, ліфтів, атракціонів). За своїми технічними і експлуатаційними характеристиками прилади ИКПЛ-М3 та «Гравік» доповнюють один одного. Ведеться робота із розгортанням випуску вимірювачів типу «Гравік» у відповідності із замовленнями підприємств України.

Для діагностики відповідальних об'єктів тривалої експлуатації в енергетиці розроблено технологію вихрострумового контролю, яка включає нові перетворювачі і модернізовані дефектоскопи типу ВД 3.03Н (проект 2.9, керівник – канд. техн. наук В.М. Учанін, Фізико-механічний інститут ім. Г.В. Карпенка). Особливістю вказаної технології є те, що вона дозволяє виявляти дефекти в об'єктах із феромагнітних матеріалів, які характеризуються високим рівнем перешкод через шорсткість контролюваної поверхні та неоднорідність їх магнітних властивостей. На основі цієї технології розроблено і впроваджено на ПАТ «ДТЕК Західенерго» (Добротвірська та Бурштинська ТЕС) три методики вихрострумового контролю елементів парових турбін, які дозволяють здійснювати неруйнівний контроль елементів парових турбін у критичних зонах з високою вірогідністю зародження і розвитку втомних тріщин. Перша методика стосується діагностики лопаток парових турбін і передбачає контроль кромки лопатки і країв отворів під демпферний дріт. Друга забезпечує контроль таких елементів ротора, як теплові канавки і галтельні переходи. Третя призначена для реалізації вихрострумового контролю розвантажувальних і заклепкових отворів диску турбіни.

Розроблено також спеціальні конструкції вихрострумових перетворювачів мультидиференційного типу, які застосовано у створеній науково-виробничою фірмою «Ультракон-Сервіс» автоматизованій установці СНК КП-8, призначений для комплексного неруйнівного контролю колісних пар залізничних вагонів. Це забезпечило виявлення дефектів корозійного та втомного походження у критичних зонах колісних пар після їх тривалої експлуатації. Застосування вихрострумового методу для виявлення поверхневих дефектів дозволило відмовитись від використання традиційного магнітопорошкового контролю, який є трудомістким і не піддається автоматизації.

Однією з проблем в енергетиці є добова нерівномірність споживання електроенергії, що створює проблему дефіциту маневрової складової енергогенерувальних потужностей. Для регулювання добової нерівномірності вироблення електроенергії застосовують теплофікаційні агрегати Т-250/300-240. Їх робота у режимах компенсації пікових навантажень характеризується прискореним спрацюванням ресурсу обладнання. Значну частку у накопиченні пошкоджуваності вносять пуски-зупинки турбоагрегатів, а також режими з глибоким розвантаженням при великий (до 240 за рік) кількості таких циклів. Для діагностики термонапруженого стану та спрацювання ресурсу ротора високого тиску турбіни Т-250/300-240 від малоциклової втоми і повзучості матеріалу за фактичними режимами роботи розроблено комп'ютерну діагностичну систему (проект 2.10, керівник – д-р техн. наук М.Г. Шульженко, Інститут проблем машинобудування ім. А.М. Підгорного). Система пройшла дослідну експлуатацію в лабораторних умовах за даними, отриманими на блоці № 3 Харківської ТЕЦ-5. Ведуться роботи для пристосування цієї системи діагностики і лічильника ресурсу до функціонування в реальних умовах на турбоагрегатах Харківської та Київської ТЕЦ.

Важливим класом об'єктів транспортної інфраструктури тривалої експлуатації є трубопроводи різного призначення, зокрема магістральні нафто- та газопроводи. Для моніторингу їх стану на основі досліджень електромагнітного поля струмопровідних комунікацій розроблено метод оперативних безконтактних обстежень стану протикорозійного захисту (проект 2.3, керівник – д-р техн. наук Р.М. Джала, Фізико-механічний інститут ім. Г.В. Карпенка).

За результатами експериментальних досліджень і натурних випробувань створено нові способи і апаратуру для безконтактних вимірювань струмів типу БІТ-К і БІТ-КВП з електронною пам'яттю, а також портативні прилади типу ОРТ і ОРТ + В для визначення розміщення трубопроводів, контролю стану ізоляції та електрохімічного захисту від корозії. Виготовлену серію цих приладів впроваджено в управлінні магістральних газопроводів «Львівтрансгаз» ДК «Укртрансгаз» НАК «Нафтогаз України».

райни", МКП «Львівводоканал», ДП «Укроргтехдіагностика»; МНТК «Антикор» (Москва), Саянське ВО «Хімпром» (м. Зима) та ОМВУ «Подземметаллзащита» (Іркутськ), ВОМН «Дружба» (Львів, Брянськ), ВОМН Казахстану і Середньої Азії (м. Павлодар); МНТК «Симона ЛТД» (Київ), ПНВП «Інтегратор» (Львів), ДАТ Придніпровські магістральні нафтопроводи (Кременчук), газопромислове управління «Львівгазвидобування», ВАТ із газопостачання та газифікації «Рівнегаз».

Створені прилади використано під час діагностичних обстежень корозійного стану магістральних газопроводів «Більче-Волиця-Долина» (38 км), ділянок магістральних газопроводів «Київ-Захід України», «Пукеничі-Долина», «Івацевичі-Долина», «Липники-Львів» Стрийського УПЗГ, Бібрського та Дащавського ЛВУ УМГ «Львівтрансгаз», «Шебелинка-Дніпропетровськ-Одеса» і «Шебелинка-Кривий Ріг-Ізмаїл» на ділянці Одеського ЛВУ УМГ «Прикарпаттрансгаз».

На ДАТ «Придніпровські МН» апаратуру БІТ-КВП використано для обстежень стану ізоляційного покриву магістральних нафтопроводів Кременчук-Херсон (40 км), Лисичанськ-Кременчук (420 км), Лисичанськ-Тихорецьк (360 км), Самара-Лисичанськ (180 км), загалом близько 1000 км; у тому числі на переходах магістральних нафтопроводів під ріками Псло і Дніпро. В ДП «Укроргтехдіагностика» апаратуру БІТ-К2 застосовано при обстеженнях магістральних газопроводів «Уренгой-Помари-Ужгород», «Прогрес» (Сумське ЛВУ МГ), «Торжок-Долина», «Кам'янка-Бузька-Рівне», а також газопроводів-відгалужень Рівненського ЛВУ магістральних газопроводів, трубопровідних комунікацій компресорних станцій «Тарутіно» та «Ужгород», нафтогазопроводів НГЛУ «Охтирканатогаз», газоконденсатопроводів газопромислового управління «Шебелинкагазвидобування».

На ГПУ «Львівгазвидобування» створені прилади використовують для контролю стану захисту від корозії трубопроводів і підземних металевих споруд на Локачинському, Пасічнянському, Хідновицькому, Стрийському газопромислах. Під час оперативного обстеження спеціалістами ЕХЗ «Львівводоканал» стану захисту від корозії магістрального водогону Золочів-Львів біля річки Марунька, с. В. Білка, на ділянці Куревичі-Винники виявлено місце незадовільного захисту, встановлено причини пошкодження водогону, надано рекомендації щодо налагодження протикорозійного захисту.

Ще одним із напрямків робіт із забезпечення безavarійного функціонування відповідальних трубопровідних систем тривалої експлуатації є створення діагностично-експертного комплексу для оцінювання їх надійності і працездатності (проект 2.12, керівник — д-р техн. наук Б.П. Русин, Фізико-механічний інститут ім. Г.В. Карпенка). Комплекс дозволяє об'ективно оцінювати можливості подальшої безпечної експлуатації дефектних трубопро-

водів. Він складається з ультразвукового дефектоскопа УД4-76 та комп'ютерної підсистеми, яка дає змогу обробляти та аналізувати результати ультразвукових обстежень матеріалів і конструкцій трубопроводів та робити експертні висновки про ризик руйнування, а також безпечну експлуатацію дефектного елемента трубопроводу на основі диференційованого оцінювання розмірів допустимих дефектів залежно від стану матеріалу трубопроводу, характеру експлуатаційних навантажень та специфіки транспортуваних продуктів.

Запропоновано методику роботи з ультразвуковим дефектоскопом у різних режимах відбору інформації, показано особливості кожного з них та можливості об'єднання їх в одному алгоритмі обстеження залежно від поставленої задачі та контролюваного об'єкту. Проведено випробування розробленого зразка діагностично-експертного комплексу на елементах трубопроводів різного ступеня дефектності.

За напрямом оптичних методів контролю створено оптико-цифровий комплекс для мікродіагностики стану поверхні, деформацій та прихованих дефектів у композитних елементах авіаконструкцій (проект 2.6, керівник — д-р техн. наук Л.І. Муравський, Фізико-механічний інститут ім. Г.В. Карпенка). Робота комплексу базується на визначені полів переміщень і деформацій поверхонь композитних елементів і виявленні за цими полями прихованих дефектів за допомогою методів електронної спекл-інтерферометрії, цифрової кореляції спекл-зображень та фазозсувної двокрокової інтерферометрії.

Для формування полів поверхневих деформацій використано системи дистанційного ультразвукового (УЗ) та теплового збудження. Система УЗ збудження містить електронний вузол генерації хвиль у діапазоні частот 30–100 кГц із безперервним та імпульсним режимами генерації імпульсів зі зміною тривалості $\tau = 10\text{--}15$ мкс та інтервалу $t = 0,5\text{--}1,0$ с між ними. Ультразвукове збудження в комплексі є пріоритетним, оскільки воно забезпечує меншу часову інерційність, порівняно з тепловим, завдяки чому швидкодія на два порядки перевищує швидкодію під час теплового збудження.

У комплексі реалізовано декілька алгоритмів мікродіагностики стану поверхні, які можна використовувати для побудови полів поверхневих переміщень і деформацій. Для виявлення прихованих дефектів та розшарувань у композитних елементах відлагоджено алгоритм формування полів переміщень і деформацій поверхні методом різницевої електронної спекл-інтерферометрії. Використовуючи цей алгоритм, а також здійснюючи УЗ збудження дослідженого зразка, можна формувати картини кореляційних смуг ділянки поверхні розмірами 24×24 мм зі швидкістю 1 кадр/с. Теплове збудження для отримання кореляційних смуг тієї ж ділянки поверхні шаруватого композитного зразка можна здійснювати безпосередньо після УЗ збуд-

ження. Хоча воно є більш інерційним порівняно з ультразвуковим, отримані при ньому картини мають перевагу при оцінюванні міцності з'єднання. Для такого оцінювання використовували відношення густини смуг, обчислених у різних місцях. Таке відношення можна вважати однією з характеристик локальних напруженень. Реалізація цього алгоритму довела можливість виявлення прихованіх дефектів і розшарувань у листових зразках шаруватих композитних матеріалів товщиною до 3 мм.

У машинобудуванні при виготовленні різноманітних виробів і конструкцій широко застосовують зварні з'єднання, зокрема точкові. Ресурс та працевздатність таких з'єднань в основному визначається діаметром ядра зварної точки. Для їх діагностики розроблено технологію безконтактного неруйнівного визначення діаметра ядра точкових зварних з'єднань тонколистових конструкцій у промислових умовах із використанням термічного навантаження (проект 2.3, керівник – канд. фіз.-мат. наук В.А. Півторак, Інститут електрозварювання ім. Є.О. Патона).

Експериментально показано, що оптимальним для неруйнівного визначення діаметра ядра зварної точки при двосторонньому доступі є використання рівномірного нагріву зі зворотного боку досліджуваного елемента, а у випадку одностороннього доступу – локального нагріву відбитка зварювального електрода з лицьового боку.

Проведено математичне моделювання впливу дозваного нагріву пластиини з точковим зварним з'єднанням на напружене-деформований стан її поверхні з урахуванням параметрів нагріву та наявності відбитка зварювального електрода. Таким чином, визначено вплив параметрів оптичної схеми ширографічної установки на ефективність визначення діаметру ядра зварної точки. Запропоновано оптимальні режими термічного навантаження точкового з'єднання, при яких екстремуми на кривій розподілу похідних $\partial\omega/\partial x$ та $\partial\omega/\partial y$ від зміщення за координатами, що відповідають діаметру ядра зварної точки, є найбільш вираженими.

Розроблено та виготовлено обладнання для дослідження ефективності різних способів термічного навантаження точкового зварного з'єднання при визначенні діаметра його ядра методом електронної ширографії.

Результати проведених експериментів підтвердили доцільність використання розробленої методики для неруйнівного визначення розміру діаметра ядра зварної точки. Встановлено, що під дією термічного навантаження деформування зварної точки, розташованої в масиві інших зварних точкових з'єднань, має такий самий характер, як і окремої зварної точки, якщо відстань між такими точками, становить понад 20 мм. Похибка визначення діаметра ядра зварної точки методом електронної ширографії з використанням термічного навантаження не перевищувала 0,4 мм.

За напрямом теплового неруйнівного контролю розроблено лазерно-термографічну методику оцінювання розмірів і координат дефектів потенційно небезпечних об'єктів (проект 2.13, керівник – канд. техн. наук О.Г. Бондаренко, Інститут електрозварювання ім. Є.О. Патона). В її основу покладено результати досліджень температурних полів контрольних зразків із штучними дефектами різної форми.

Показано, що дані про зміну температури на поверхні зразка в місці розташування дефекту містять цінну інформацію щодо закономірностей локалізації дефектів. Розподіл температурного поля на поверхні об'єкта контролю за наявності дефектів є своєрідним тепловим «відбитком» самих дефектів. За розподілом температурних полів поверхні об'єкта контролю над дефектами різної форми та глибини залягання можна не тільки виявити місце знаходження дефекту засобами тепловізійної дефектоскопії, але й оцінити його площину, координати та глибину залягання. Отримані результати дають можливість вирішувати задачу тепловізійної дефектометрії. Для задавання контурів температурних полів дефектів на відстані до потенційно небезпечних об'єктів контролю слід застосовувати методи лазерної вимірювальної техніки, наприклад лазерні дальноміри.

Розвиваючи один із найпоширеніших методів неруйнівного контролю – рентгенівський, розроблено приймально-детектучий тракт для цифрових радіографічних систем і проведено його випробування (проект 2.11, керівник – д-р фіз.-мат. наук В.Д. Рижиков, Інститут сцинтиляційних матеріалів). Тракт містить лінійку з 32-канальними детекторами типу «сцинтилятор-фотодіод» із полем сканування 200 мм. Випробування цієї розробки в Інституті електрозварювання ім. Є.О. Патона засвідчили, що за умов просторової роздільної здатності 1,25 пар ліній/мм та роздільної здатності по товщині 2 % (на зразку сталі товщиною 6 мм), тракт придатний для використання у виробничих умовах для неруйнівного контролю широкого асортименту промислових виробів (литво, прокат, зварні з'єднання тощо) без застосування рентгенівської пілвки та витратних матеріалів.

Отримано тіньові рентгенівські зображення пластин карбіду кремнію, просоченого кремнієм, які виявили нерівномірність просочення, що суттєво впливає на міцність таких пластин. Запропонований метод мультиенергетичної рентгенівської діагностики можна використовувати також для контролю однорідності та складу композитних матеріалів.

Таким чином, в результаті виконання проектів другого розділу програми «Ресурс» отримано важливі прикладні результати, які у вигляді нових методик і технічних засобів впроваджено для діагностування стану низки відповідальних об'єктів тривалої експлуатації та оцінювання їх експлуатаційного ресурсу. Детальніше ці результати висвітлено в окремих статтях, які публікуються далі.

ПРОЕКТ 2.1

Радіотелеметрична система акустико-емісійного моніторингу відповідальних об'єктів тривалої експлуатації

УДК 539.3:620.179.17

ДВОПРОЦЕСОРНА ТЕЛЕМЕТРИЧНА АКУСТИКО-ЕМІСІЙНА СИСТЕМА МОНІТОРИНГУ ОБ'ЄКТІВ ТРИВАЛОЇ ЕКСПЛУАТАЦІЇ

**В.Р. СКАЛЬСЬКИЙ, д-р техн. наук, Б.П. КЛИМ, Є.П. ПОЧАПСЬКИЙ, Р.М. ПЛАХТИЙ, О.М. СТАНКЕВИЧ,
Д.В. РУДАВСЬКИЙ, кандидати техн. наук, Я.Д. ТОЛОПКО, гол. інж., П.П. ВЕЛИКИЙ,
П.М. ДОЛІШНІЙ, Ю.З. КОССАК, інженери**
(Фізико-механічний інститут ім. Г.В. Карпенка НАН України)

Описано будову і принцип дії телеметричної акустико-емісійної системи для моніторингу стану великовагабаритних об'єктів тривалої експлуатації. Показано принципи побудови та функціонування модулів реєстрації, накопичення та передачі радіоканалом сигналів акустичної емісії, які застосовані в телеметричній системі. Модулі виконані з урахуванням тенденцій розвитку сучасної схемотехніки та із застосуванням елементної бази відомих світових виробників.

Ключові слова: акустична емісія, неруйнівний контроль, моніторинг стану об'єктів, радіоканал, телеметрична система

Актуальність проблеми. В Україні проблема технічного діагностування (ТД) та неруйнівного контролю (НК) великовагабаритних об'єктів довготривалої експлуатації з кожним днем стає все гострішою, оскільки більшість з них вичерпали свій проектний ресурс. Це особливо стосується відповідальних промислових об'єктів, зокрема у нафтогазовому і хімічному виробництві, в енергетиці, на трубопровідному та залізничному транспорті тощо. Для підвищення безпеки їх експлуатації та зниження аварійності важливого значення набуває необхідність моніторингу таких об'єктів, що дозволить виявляти руйнування на стадіях його зародження і, таким чином, запобігати виникненню аварійних ситуацій. Важливе місце тут відводиться методології, яка ґрунтуються на застосуванні явища акустичної емісії (АЕ).

Особливістю апаратури для проведення АЕ-діагностування є її універсальність, що дає змогу оцінити стан будь-яких виробів чи елементів конструкцій незалежно від їх форми та розмірів, віддалі до об'єкта контролю (ОК) тощо. Необхідно виокремити й те, що зі швидким розвитком сучасної електроніки більшість АЕ-засобів швидко морально старіють. За кордоном останнім часом активно ведуться розробки апаратури з використанням радіоканалів для передачі АЕ-інформації. Такі засоби пропонують відомі зарубіжні холдинги та компанії: «Mistras Group» на чолі з компанією «PAC» (США), «Vallen Systeme» (Німеччина),

«Büel&Kjaer» (Данія), «Интерюніс», НВФ «Диатон», «Диапромел» (Росія) [1–4].

Не дивлячись на деякі оригінальні розробки АЕ-засобів [5, 6], промислове виробництво подібної апаратури в Україні взагалі відсутнє. Тому створення портативних багатоканальних телеметричних систем АЕ-діагностування є надзвичайно актуальним.

Стан проблеми. Поширені сьогодні діагностичні АЕ-системи мають низку недоліків, серед яких суттєву роль відіграють наявні кабельні лінії від ОК до місця розташування АЕ-системи. Останнім часом розроблено нові технології, які є значно дешевими і усувають ці недоліки. До них належать бездротові системи передачі інформації. Використання новітньої елементної бази для побудови таких систем діагностування дає можливість покращувати їх технічні характеристики, зменшувати вагу, габарити та енергоспоживання.

Серед відомих виробників на ринку АЕ-засобів НК та ТД чільне місце посідає компанія «PAC» (США), яка пропонує систему реєстрації АЕ «Радіоканал», створену на базі сучасних мікропроцесорів. В основі цієї бездротової системи є вузол, до якого належать: первинний перетворювач АЕ та модуль, що здійснює вимірювання параметрів сигналів і передає їх у цифровому вигляді по радіоканалу на приймальну станцію – базу, яка з'єднується з персональним комп'ютером каналом USB. Вузли розроблено на основі спеціальних мікросхем, що можуть працювати від автономного джерела живлення протягом кількох годин.

Вузол із перетворювачем – це повноцінний функціональний цифровий АЕ-канал із можливос-

тами обчислення всіх параметрів АЕ та форми хвилі і має вбудований попередній підсилювач (можна також підключати зовнішній підсилювач). Окрім того, що вузол підтримує часові параметри імпульсу АЕ, у системі передбачено спеціальний «пакетний» режим автоматичного контролю первинних перетворювачів АЕ (ПАЕ) для реалізації більшої потужності імпульсу.

Система може працювати у двох режимах: безпосередньої передачі сигналів від вузлів до базової станції; у «мережевому» режимі, коли вузли передають сигнали до базової станції через сусідні вузли. Цей режим найзручніший для моніторингу ОК великої протяжності.

У Росії з цією метою застосовують діагностичну АЕ-апаратуру сімейства A-Line 32D ТзОВ «Інтерюніс». До останнього покоління таких засобів належить система підвищеної завадостійкості модульного типу з послідовним високошвидкісним цифровим каналом передачі даних Лель/A-Line 32D (DDM/R) із комплектом цифрового бездротового зв'язку. До складу системи входять: центральний блок збору і обробки даних на базі індустріального комп'ютера; центральна приймально-передавальна станція (ЦППС), яка призначена для прийому даних із модулів АЕ та управління ними. Один блок ЦППС може забезпечувати бездротову передачу даних із 16 ППС, кожна з яких дозволяє підключити один або два модулі АЕ. окремими складовими також є приймально-передавальна станція, яка обладнана вбудованими акумуляторами, що забезпечують до 8 год роботи в автономному режимі; модуль АЕ; первинний перетворювач. Система забезпечує стійку передачу даних радіоканалом в радіусі 500 м від ЦППС. У деяких випадках, за використання направлених антен, дальність дії досягає 1 км.

Відома також безпровідна система моніторингу будівельних конструкцій фірми «Геотек», яка забезпечує передачу даних з ОК без візуального його огляду. Дані вимірювань можуть передаватися до користувача різним шляхом, наприклад, через інтернет. Декілька первинних перетворювачів об'єднують в мережу, утворюючи «вузли», які мають джерело живлення і можуть передавати самостійно сигнали тільки на невеликі відстані. Тому на об'єкті встановлюється центральний пристрій, який збирає і зберігає інформацію в базі даних для аналізу з різних вузлів. Ці дані використовують для оцінки поточного стану конструкцій і у разі настання критичної ситуації видається повідомлення у вигляді сигналу тривоги. Центральний пристрій виконує також калібрування первинних перетворювачів і забезпечує перепрограмування їх вузлів, зберігаючи в цілому систему гнучкою. Центральний пристрій має ПК з постійним джерелом живлення і відповідними програмами.

На жаль, під час сеансу зв'язку периферійного пристрою однопроцесорні системи не можуть неперервно вимірювати вхідний сигнал, оскільки зайняті передачею даних. Тому під час діагностуван-

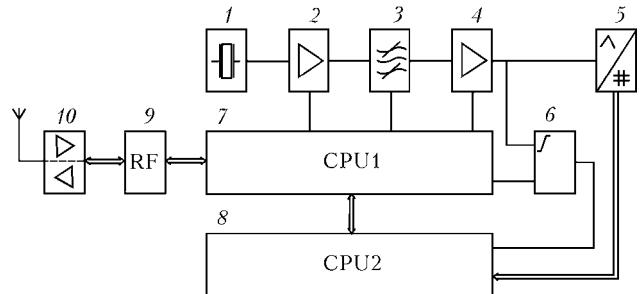


Рис. 1. Структурна схема радіотелеметричного каналу АЕ: 1 – ПАЕ; 2 – попередній підсилювач; 3 – смуговий фільтр; 4 – логарифмічний підсилювач; 5 – аналогово-цифровий перетворювач (АЦП); 6 – компаратор; 7 – передаючий мікроконтролер; 8 – накопичуючий мікроконтролер; 9 – приймально-передавальний модуль (ППМ); 10 – підсилювач потужності

ня швидких процесів частина вхідної інформації може бути не зафіксована.

Мета роботи – розробити концепцію побудови та практично реалізувати принципові електричні схеми і програмне забезпечення двопроцесорної телеметричної системи для підвищення достовірності реєстрації імпульсів АЕ з мінімальними втратами інформації під час її відбору в ході моніторингу чи діагностування відповідальних об'єктів тривалого експлуатування.

Концепція побудови системи [7]. Телеметрична АЕ-система складається з двопроцесорного периферійного приймально-передавального модуля (ПППМ), показаного на рис. 1, та базової приймально-передавальної станції (БППС) – рис. 2.

Кількість ПППМ відповідає кількості первинних перетворювачів сигналів АЕ, що встановлюють на ОК. БППС розташовується в зоні радіовидимості всіх встановлених ПППМ (до 300 м) і приймає радіоканалом інформацію, що реєструється всіма ПППМ, та по USB інтерфейсу передає її в персональний комп'ютер (ПК) для подальшої обробки.

Кожний ПППМ складається з аналогових та цифрових вузлів, зібраних на сучасних малоспоживаючих електронних компонентах, що мають можливість програмного переходу у сплячий режим, під час якого енергоспоживання зменшується більше, ніж на 2 порядки.

У активному стані кожний ПППМ здійснює реєстрацію сигналів АЕ від свого первинного перетворювача і в момент приходу сигналу АЕ, що перевищує програмно наперед встановлений пороговий рівень шумів, починає запис його в пам'ять з їх часовою прив'язкою. Дані в цифровому вигляді накопичуються мікроконтролером CPU2 (рис. 1). У цей час мікроконтролер CPU1 проводить налагодження сеансів зв'язку радіоканалом

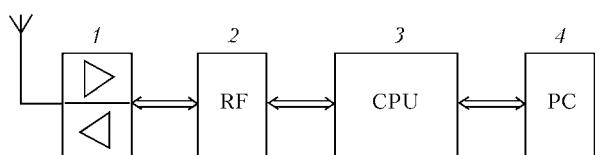


Рис. 2. Структурна схема базової станції телеметричної АЕ-системи: 1 – підсилювач потужності; 2 – ППМ; 3 – мікроконтролер; 4 – ПК

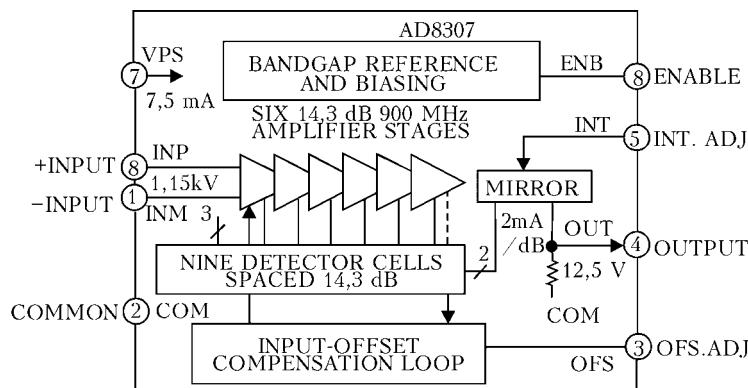


Рис. 3. Структурна схема логарифмічного підсилювача

з БППС, встановлює наявність вільного каналу для зв'язку, синхронізується з мікроконтролером БППС та обмінюється з ним іншою службовою інформацією. У певний момент часу всі зареєстровані дані про сигнали АЕ з CPU2 переносяться в CPU1, де доповнюються байтами службової інформації та передаються у ППМ RF, щоб передати їх в ефір вільним радіоканалом. CPU2 знову переходить у режим накопичення зареєстрованих сигналів, а CPU1 далі слідкує за готовністю радіоканалу і приймає керуючі та синхронізуючі команди з БППС. Після приходу з БППС команди переходу у сплячий режим CPU1 переводить всі активні компоненти в режим зниженого енергоспоживання, а сам переходить у режим очікування [8–10].

Завдяки такій організації обміну даними між двома мікроконтролерами вдалося здійснити передачу радіоканалом інформативних даних на БППС цілими масивами подій, а не лише інформацією про одну подію АЕ. Згідно з протоколами передачі цифрових даних, що регламентують передачу супроводжуючої службової інформації разом з корисною, у даному випадку службова інформація передається тільки один раз з великим масивом інформативних даних, що скорочує кількість сеансів зв'язку та зменшує загальний час роботи у передавальному режимі. Завдяки цьому збільшено кількість ППМ, що встановлюються на ОК, а отже і діагностовану площину чи об'єм ОК,

суттєво знижено енергоспоживання на один радіоканал. Виходячи з того, що один мікроконтролер знаходитьсь в режимі накопичення даних і не обслуговує радіоканал, час відсутності реєстрації інформативного сигналу АЕ суттєво скоротився.

Виконання основних вузлів та модулів телеметричного каналу. Аналоговий тракт. Спочатку сигнали АЕ проходять відповідну обробку в аналоговому тракті телеметричного каналу системи. З метою зниження споживаної потужності для збільшення можливого часу роботи від акумуляторів у всіх вузлах та модулях як аналогової, так і цифрової частини ППМ застосовано електронні компоненти з низьким енергоспоживанням та можливістю переходу у сплячий режим, зокрема операційні та логарифмічні підсилювачі фірми «Analog Devices».

Для підсилення сигналів АЕ з виходу первинного перетворювача використано попередній та основний підсилювачі, що формують смугу пропускання тракту та забезпечують динамічний діапазон вхідних сигналів. Основний підсилювач виконаний на базі логарифмічного демодулюючого підсилювача AD8307 з прогресивним стисненням сигналу (рис. 3) і з малою споживаною потужністю зі збереженням основних електрических параметрів, необхідних для роботи з сигналами як малого, так і високого рівня. Наявність сплячого режиму дозволяє за подачі від контролера команди на вивід 6 знизити енергоспоживання у 53 рази.

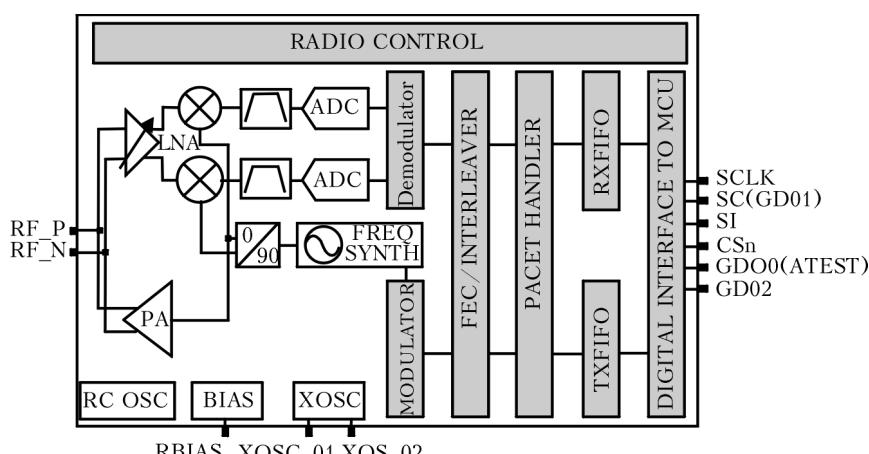


Рис. 4. Внутрішня архітектура приймача-передавача CC2500

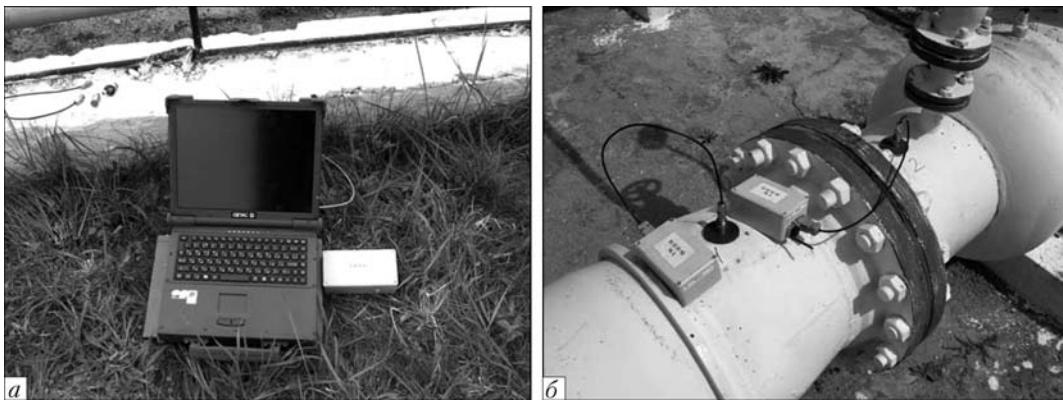


Рис. 5. Вигляд вузлів телеметричної АЕ-системи, встановлених на ОК: а – БППС разом з ПК; б – ППМ з ПАЕ

Виділений, підсилений та продетектований у аналоговому тракті сигнал АЕ подається на АЦП, що служить для перетворення вхідних аналогових сигналів у цифровий вигляд для збереження в пам'яті та подальшої передачі за допомогою радіоканалу на БППС.

Цифрові вузли та модулі прийомо-передавальної частини телеметричного каналу. Отже до складу цифрової частини телеметричного каналу входить 2 мікроконтролери та приймач-передавач з підсилювачем потужності. Мікроконтролер CPU2 призначений для збору та накопичення АЕ-інформації у цифровому вигляді і формування кадрів даних для передачі радіоканалом. CPU1 керує роботою телеметричного каналу в цілому, організовує сеанси зв'язку з БППС, одержує дані з CPU2, синхронізує роботу каналу з БППС.

У цифровій частині в якості мікроконтролерів CPU1 та CPU2 використали процесори MSP430 виробництва «Texas Instruments». Це малоспоживаючі мікроконтролери, які містять кілька особливих пристройів, різноманітні установки периферії і призначенні для різноманітних застосувань. Архітектура забезпечує п'ять малоспоживаючих режимів, оптимізованих на продовження часу експлуатації батареї в переносних вимірювальних приладах.

Мікроконтролер CPU1 працює у парі з мікросхемою прийомо-передавача CC2500, який керується та обмінюється даними з мікроконтролером по інтерфейсу SPI і призначений для прийому та передачі цифрової інформації радіоканалом. Функціональну схему мікросхеми приймача-передавача зображенено на рис. 4. Під час передачі частотний синтезатор мікросхеми генерує несучу частоту, яка модулюється цифровими даними та через мікросхему підсилювача потужності передається в ефір. Прийнятий сигнал підсилюється підсилювачем з програмованим коефіцієнтом підсилення і подається на змішувачі, з яких уже сигнал проміжної частоти демодулюється, фільтрується і у цифровому вигляді передається по інтерфейсу SPI до мікроконтролера CPU1. Для змішувача використовується сигнал з частотного синтезатора.

Конструкційно телеметрична система виконана у вигляді базового та периферійних ППМ, розмі-

щених у пластикових корпусах. БППС з'єднується USB портом з комп'ютером оператора, а ППМ разом з ПАЕ розташовують безпосередньо на ОК (рис. 5).

Таким чином, вибрана концепція побудови телеметричного каналу забезпечує його високі експлуатаційні характеристики, підвищення достовірності реєстрації імпульсів АЕ з мінімальними втратами інформації у процесі її відбору під час діагностування відповідальних об'єктів тривалої експлуатації.

Розроблена телеметрична АЕ-система використана нами для моніторингу нафтопомпувальних станцій «Дрогобич» та «Карпати» Львівської філії «Магістральні нафтопроводи «Дружба» ВАТ «Укртранснафта» і показала високу надійність в експлуатації та ефективність технічного діагностування за сигналами АЕ.

Висновки

Застосування обробки інформації двома мікроконтролерами дало можливість неперервно вимірювати параметри сигналу АЕ, а отже і збільшити об'єм діагностичної інформації радіотелеметричного каналу. Завдяки використанню сучасної елементної бази та схемотехнічних рішень вдалося суттєво знизити енергоспоживання радіоканалом.

Технічні характеристики телеметричної АЕ-системи відповідають сучасним світовим аналогам як за рівнем технічних характеристик, так і за програмним забезпеченням.

Дану розробку можна без осібливих капіталовкладень запровадити у серійне виробництво в Україні, що дозволить підвищити ефективність моніторингу та діагностування виробів і споруд, особливо об'єктів тривалої експлуатації та підвищеної небезпеки, а відтак ефективно побудувати єдину мережу GPRS чи Internet збору інформації.

1. Physical Acoustics Corporation [Virtual Resource]. – Access Mode: URL: <http://www.pacndt.com/>.
2. Vallen Systeme: The Acoustic Emission Company [Virtual Resource]. – Access Mode: URL: <http://www.vallen.de/>.
3. Brüel&Kjaer [Virtual Resource]. – Access Mode: URL: <http://bksv.com/>.
4. IU ИНТЕРЮНИС. Системы промышленного мониторинга [Электронный ресурс]. – Режим доступа: URL: http://interunis.ru/products/ae_sistemi/.

5. Портативна система SKOP-8М для вимірювання та аналізу сигналів акустичної емісії / В.Р. Скальський, Б.П. Клім, Р.М. Плахтій та ін. // Наука та іннов. — 2010. — № 6. — С. 20–29.
6. Особливості програмного забезпечення акустико-емісійних засобів неруйнівного контролю / В.Р. Скальський, О.М. Станкевич, Б.П. Клім та ін. // Техн. диагностика и неразрушає контоль. — 2010. — № 3. — С. 5–13; № 4. — С. 16–23.
7. Двопроцесорна акустико-емісійна телеметрична система / В. Р. Скальський, Б. П. Клім, Є. П. Почапський та ін. // Наука та іннов. — 2011. — № 7. — С. 33–43.
8. Пат. 91911. МПК (2009): G01N29/00 Україна. Способ підвищення завадостійкості акустико-емісійних вимірювань / В.Р. Скальський, З.Т. Назарчук, Б.П. Клім та ін. — Опубл. (вересень) 2010 р. Бюл. № 17.
9. Пат. 92536. МПК (2009): G01N29/04 Україна. Способ підвищення оперативності відбору акустико-емісійної інформації / В.Р. Скальський, З.Т. Назарчук, Б.П. Клім та ін. — Опубл. (листопад) 2010 р.; Бюл. № 21.
10. Пат. 92537. МПК (2009): G01N29/14 Україна. Способ відбору інформативного сигналу акустичної емісії / В.Р. Скальський, З.Т. Назарчук, Є.П. Почапський та ін. — Опубл. (листопад) 2010 р.; Бюл. № 21.

ПРОЕКТ 2.2

Розробка інформаційно-вимірювальної системи для багатомірної діагностики обертових вузлів машинних комплексів

УДК 621.314:621.393.66

РОЗРОБКА ІНФОРМАЦІЙНО-ВИМІРЮВАЛЬНОЇ СИСТЕМИ ДЛЯ БАГАТОМІРНОЇ ДІАГНОСТИКИ ОБЕРТОВИХ ВУЗЛІВ МАШИННИХ КОМПЛЕКСІВ

І.М. ЯВОРСЬКИЙ, д-р фіз.-мат. наук, І.Б. КРАВЕЦЬ, Р.М. ЮЗЕФОВИЧ, кандидати техн. наук,
І.Г. СТЕЦЬКО, І.Й. МАЦЬКО, інженери
(Фізико-механічний ін-т ім. Г.В. Карпенка НАН України)

Представлено новий підхід до багатомірної вібраційної діагностики обертових вузлів машинних комплексів, що базується на використанні методів теорії нестационарних випадкових процесів та кореляційного тензорного аналізу. Розроблені методи верифіковані при проведенні натурних випробувань на вібраційному стенді та промислових об'єктах України. На основі нової методики побудовано портативну діагностичну систему багатомірного контролю.

Ключові слова: сигнали вібрації, багатомірні нестационарні випадкові процеси, інваріантні характеристики, діагностична система

Одним із ефективних методів діагностики обертових механізмів та вузлів великих стаціонарних агрегатів і машинних комплексів є виявлення діагностичних ознак, що містяться у сигналах, які їх випромінюють, шляхом визначення їх числових характеристик. Ефективним широко використовуваним методом при вирішенні задач технічної діагностики є статистичний аналіз зареєстрованих сигналів, побудований на спектральній та кореляційній теоріях [1]. При визначенні характеристик вібраційних сигналів одним з найважливіших етапів, що обумовлюють подальший напрямок досліджень, є вибір адекватної математичної моделі.

Як показали дослідження в Фізико-механічному інституті ім. Г.В. Карпенка НАН України, використання імовірнісної моделі цих сигналів у вигляді періодично корельованих випадкових процесів (ПКВП) відкриває нові можливості при діагностиці дефектів обертових механізмів на ранніх стадіях їх виникнення [2–4]. При такому підході розв'язання поставленої задачі доцільне шляхом

використання математичної моделі вібраційного сигналу складних машинних комплексів як адитивної суміші детермінованої та випадкової складових. При цьому необхідно враховувати, що випадкова складова є сумаю нестационарного компонента, який випромінює дефектний елемент системи і стаціонарного фонового шуму. Нестационарна складова, обумовлена наявністю дефектного елемента у досліджуваній динамічній системі, описується в межах теорії ПКВП [5–6].

Однією з типових діагностичних задач є задача просторового та векторного аналізу вібрацій – дослідження форм коливань валів великих стаціонарних агрегатів на частоті обертання ротора та її гармонік. Для вирішення такої задачі слід визначати та аналізувати амплітудний і фазовий спектри вібрацій сусідніх опор валів, оскільки різниця фаз коливань опор на частоті обертання ротора та її гармонік містить інформацію про форму коливань вала. При рішенні вказаних діагностичних задач доцільно використовувати взаємний спектральний аналіз сигналів, виміряних у різних точках контролю, та тензорний статистичний аналіз [7].

Векторні ПКВП як модель вібраційних коливань є природною математичною моделлю для аналізу структури часової повторюваності векторних фізичних величин — напруженості електричного і магнітного полів, швидкості вітру і морських течій, переміщень, швидкості і прискорення вібрації тощо. Існує низка методів аналізу векторних випадкових процесів [8]:

- компонентний, коли вектору на площині ставиться у відповідність пара чисел — його проекцій на декартові осі;
- комплекснозначний, коли вектор розглядається як комплексне число, дійсна й уявна частини якого збігаються з його декартовими проекціями;
- векторно-алгебраїчний, коли імовірнісні характеристики випадкового процесу вводяться за допомогою операцій, які прийняті в алгебрі евклідових векторів.

При останньому підході основними характеристиками є вектор математичного сподівання, кореляційна функція, означена як математичне сподівання тензорного добутку значень випадкових векторів, взятих у різні моменти часу t і $t + u$, а також спектральна густина — перетворення Фур'є кореляційної функції за зсувом u . Кореляційному і спектральному тензору поставлені у відповідність інваріантні скалярні функції, сукупність яких повністю характеризує відповідну тензор-функцію. Кожний з інваріантів дає можливість розкрити ту чи іншу властивість векторного випадкового процесу. Виходячи з позицій векторно-алгебраїчного підходу розглянемо властивості векторних ПКВП.

Векторний випадковий процес $\xi(t) = i\xi_1(t) + j\xi_2(t)$, де i, j — базисні орти, називатимемо періодично корельованим, якщо математичне сподівання $\mathbf{m}_\xi(t) = E\xi(t)$ є періодичним вектором

$$\mathbf{m}_\xi(t) = \mathbf{m}_\xi(t + T), \quad (1)$$

а кореляційну функцію $\mathbf{b}_\xi(t, u) = E\xi(t) \otimes \xi^*(t + u)$, де $\xi^*(t) = \xi(t) - \mathbf{m}_\xi(t)$, \otimes — знак тензорного добутку, — періодичною за часом тензорною функцією

$$\mathbf{b}_\xi(t, u) = \mathbf{b}_\xi(t + T, u). \quad (2)$$

Оскільки $\mathbf{m}_\xi(t) = i m_{\xi_1}(t) + j m_{\xi_2}(t)$, то умова (1) означає, що математичні сподівання кожної з компонентів вектора $\xi_1(t)$ і $\xi_2(t)$ також періодично змінюються за часом: $m_{\xi_1}(t) = m_{\xi_1}(t + T)$, $m_{\xi_2}(t) = m_{\xi_2}(t + T)$.

Для фіксованих i та u величина $\mathbf{b}_\xi(t, u)$ є діадним тензором. З матричного подання тензора

$$\mathbf{b}_\xi(t, u) = \begin{bmatrix} b_{\xi_1}(t, u) & b_{\xi_2\xi_1}(t, u) \\ b_{\xi_1\xi_2}(t, u) & b_{\xi_2}(t, u) \end{bmatrix}$$

і умови (2) випливає, що автокореляційна функція складових вектора $\xi(t)b_{\xi_1}(t, u)$ і $b_{\xi_2}(t, u)$, а також їх взаємокореляційні функції $b_{\xi_1\xi_2}(t, u)$ і

$b_{\xi_2\xi_1}(t, u)$ є періодичними функціями часу t . Кореляційна тензорна функція $\mathbf{b}_\xi(t, u)$ характеризує взаємозв'язок напрямлених флюктуаційних змін вектора $\xi(t)$ в моменти часу t і $t + u$, а дисперсія $\mathbf{d}_\xi(t, 0) = \mathbf{b}_\xi(t, 0)$, що є тензорною функцією часу t , дає кількісну оцінку інтенсивності таких змін і їх орієнтації у вибраній системі координат.

Кореляційний тензор може бути поданий у вигляді суми симетричної $\mathbf{b}_\xi^C(t, u)$ і асиметричної частин $\mathbf{b}_\xi^A(t, u)$: $\mathbf{b}_\xi(t, u) = \mathbf{b}_\xi^C(t, u) + \mathbf{b}_\xi^A(t, u)$, де $\mathbf{b}_\xi^C(t, u) = \frac{1}{2} [\mathbf{b}_\xi(t, u) + \mathbf{b}_\xi^T(t, u)]$, $\mathbf{b}_\xi^A(t, u) = \frac{1}{2} \times [\mathbf{b}_\xi(t, u) - \mathbf{b}_\xi^T(t, u)]$, або детальніше

$$\begin{aligned} \mathbf{b}_\xi^C(t, u) &= \\ &= \begin{bmatrix} b_{\xi_1}(t, u) & \frac{1}{2} [b_{\xi_1\xi_2}(t, u) + b_{\xi_2\xi_1}(t, u)] \\ \frac{1}{2} [b_{\xi_1\xi_1}(t, u) + b_{\xi_2\xi_2}(t, u)] & b_{\xi_2}(t, u) \end{bmatrix}, \\ \mathbf{b}_\xi^A(t, u) &= \\ &= \begin{bmatrix} 0 & \frac{1}{2} [b_{\xi_1\xi_2}(t, u) - b_{\xi_2\xi_1}(t, u)] \\ \frac{1}{2} [b_{\xi_2\xi_1}(t, u) - b_{\xi_1\xi_2}(t, u)] & 0 \end{bmatrix}. \end{aligned}$$

Видно, що $[\mathbf{b}_\xi^C(t, u)]^T = [\mathbf{b}_\xi^C(t, u)]$, $[\mathbf{b}_\xi^A(t, u)]^T = -\mathbf{b}_\xi^A(t, u)$. З урахуванням $b_{\xi_1\xi_2}(t, -u) = b_{\xi_2\xi_1}(t - u, u)$, $b_{\xi_2\xi_1}(t, -u) = b_{\xi_1\xi_2}(t - u, u)$, отримуємо

$$\mathbf{b}_\xi^C(t, -u) = \mathbf{b}_\xi^C(t - u, u), \quad \mathbf{b}_\xi^A(t, -u) = -\mathbf{b}_\xi^A(t - u, u).$$

При нульовому зсуві $u = 0$ всі компоненти тензору функції $\mathbf{b}_\xi^A(t, 0)$ є нульовими, тому тензор дисперсії векторного ПКВП є симетричним. У загальному випадку компоненти тензора залежать від вибору системи координат, однак існують такі функції від компонентів тензора, які будуть інваріантними при зміні системи координат. Такі функції називають інваріантами тензора [8]. Використання цих функцій як діагностичних критеріїв дозволяє проводити векторну вібраційну діагностику елементів механічних систем.

Діагностика обертових механізмів на основі аналізу вібраційних коливань, вимірюваних у двох перпендикулярних напрямах. Використання методів взаємного аналізу вібраційних коливань, вимірюваних у двох перпендикулярних напрямах, відкриває нові можливості для визначення властивостей механічних обертових систем. Так, аналіз фаз перших гармонічних складових вібраційного відгуку дозволяє ідентифікувати місце дисбалансу та дозволяє описати орбіту валу, тоді як аналіз моментів другого порядку дає можливість вловлювати запізнення сигналів у часі і в результаті створює хорошу базу для класифікації дефектів. Розглянемо, для прикладу, елемент довільної механічної системи, що складається з розбалансованого вала

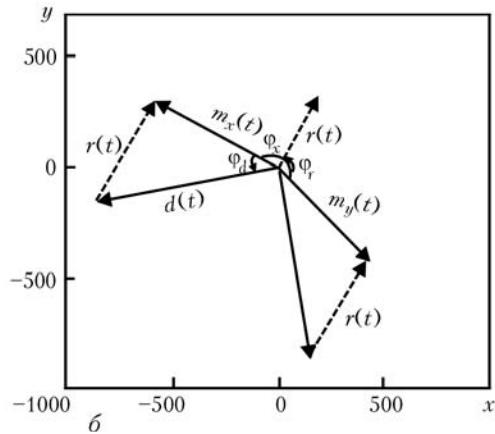
*a**b*

Рис. 1. Вібраційна діагностика відцентрових машин ЛКП «Львівводоканал»: *a* — відцентрові машини; *b* — приклад визначення кута дисбалансу

та підшипникового вузла. Давачі вібраційного прискорення розташовані у двох взаємоперпендикулярних напрямках на корпусі підшипникового вузла й дозволяють реєструвати відгуки $\xi_x(t)$ і $\xi_y(t)$. У цьому випадку результуючий вібраційний відгук на дисбаланс валу описуватиметься вектором $\vec{\xi}(t) = j\vec{m}_x(t) + j\vec{m}_y(t)$, характеристики якого змінюються періодично з періодом обертання валу T . Для математичного сподівання вектора $\vec{\xi}(t)$ маємо

$$m_{\vec{\xi}}(t) = j\vec{m}_x(t) + j\vec{m}_y(t). \quad (3)$$

Вважатимемо, що ця детермінована складова породжена лише дисбалансом і суттєво переважає за потужністю флюктуаційну. Представимо складові вектора (3) у вигляді

$$\begin{aligned} m_x(t) &= A \cos(\omega_0 t + \varphi_x) = a_c \cos \omega_0 t + a_s \sin \omega_0 t, \\ m_y(t) &= B \cos(\omega_0 t + \varphi_y) = b_c \cos \omega_0 t + b_s \sin \omega_0 t. \end{aligned}$$

Оскільки вібраційний сигнал записується з поверхні підшипникового вузла, то вектор $m_{\vec{\xi}}(t)$ не є колінеарним до вектора дисбалансу системи $\vec{d}(t) = d_c \cos \omega_0 t + d_s \sin \omega_0 t$, а має вигляд $m_{\vec{\xi}}(t) = \vec{d}(t) + \vec{r}(t)$, де вектор $\vec{r}(t)$ описує реакцію підшипникового вузла на дисбаланс валу. А це означає, що для визначення дисбалансу спочатку потрібно знати реакцію підшипникового вузла $\vec{r}(t)$. Побудуємо модель відгуку у вигляді

$$m_x(t) = d \cos(\omega_0 t + \varphi_d) + r \cos(\omega_0 t + \varphi_l), \quad (4)$$

$$m_y(t) = \pm d \sin(\omega_0 t + \varphi_d) + r \sin(\omega_0 t + \varphi_l), \quad (5)$$

де знаки \pm вказують на обертання проти чи за годинниковою стрілкою. Виходячи з виразів (4), (5) можна обчислити параметри (d , φ_d , r , φ_l) на основі записів сигналів.

Так, у випадку обертання валу проти годинникової стрілки отримуємо

$$\begin{aligned} d &= \frac{1}{2} [(a_c - a_s - b_c - b_s)^2 + (-a_c - a_s + b_c + b_s)^2]^{\frac{1}{2}}, \\ \operatorname{tg} \varphi_d &= \frac{-a_c - a_s + b_c + b_s}{a_c - a_s - b_c + b_s}, \\ r &= \frac{1}{2} [(a_c + a_s + b_c - b_s)^2 + (a_c - a_s - b_c - b_s)^2]^{\frac{1}{2}}, \\ \operatorname{tg} \varphi_r &= \frac{a_c - a_s - b_c - b_s}{a_c + a_s + b_c + b_s}. \end{aligned}$$

А коли вал обертається за годинниковою стрілкою, маємо

$$\begin{aligned} d &= \frac{1}{2} [(a_c - a_s - b_c + b_s)^2 + (a_c + a_s - b_c - b_s)^2]^{\frac{1}{2}}, \\ \operatorname{tg} \varphi_d &= \frac{a_c - a_s - b_c + b_s}{a_c + a_s - b_c - b_s}, \\ r &= \frac{1}{2} [(a_c + a_s + b_c - b_s)^2 + (a_c - a_s - b_c - b_s)^2]^{\frac{1}{2}}, \\ \operatorname{tg} \varphi_r &= \frac{-a_c - a_s + b_c - b_s}{a_c - a_s + b_c + b_s}. \end{aligned}$$

Даний підхід дозволяє оцінити кут дисбалансу φ_d за вимірами складових вектора вібрацій підшипникового вузла.

Наведемо приклад визначення кута дисбалансу при балансуванні відцентрової машини очисних споруд «Львівводоканал» (рис. 1, *a*). Барабан відцентрової машини опирається на два підшипника кочення, на корпусі яких встановлено по два радіальних акселерометри, розміщених відносно осі під кутом -90° . Запис даних здійснювали за допомогою системи «Вектор». Встановлено амплітуди та фази гармонічних складових вібраційних сигналів. Амплітуда першої гармоніки, записаної перетворювачем вздовж осі абсцис, дорівнює 672 мВ з фазою 154° , вздовж осі ординат — 596 мВ з фазою 44° . З використанням поданих виразів ми вирахували, що для мінімізації розбалансованості слід встановити на барабан масу під кутом 170° (рис. 1, *b*), що підтвердилося при подальших дослідженнях з пробними масами.

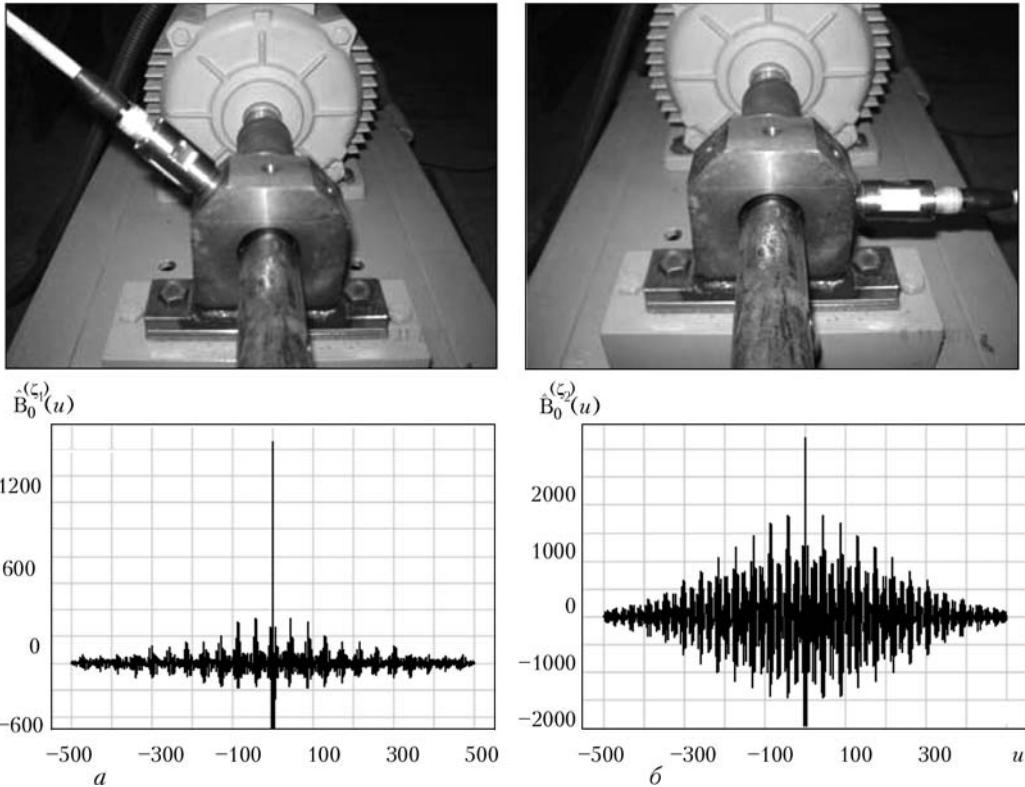


Рис. 2. Оцінки кореляційних функцій випадкової складової вібраційного сигналу підшипникового вузла, виміряного під кутами 135 (а) та 0° (б)

Вібраційні коливання, зареєстровані в різних точках того чи іншого механізму, різняться між собою. Так, на рис. 2 показані графіки оцінок кореляційних функцій стаціонарних наближень сигналів, відібраних у різних точках підшипниково-го вузла. І в першому, і в другому випадках графіки мають вигляд загасаючих коливань, які, однак, суттєво відрізняються як за своїми потужностями, так і за співвідношеннями між параметрами окремих їх складових. А це означає, що при записі лише горизонтальної чи вертикальної складових коливань можна пропустити відгук від дефекту системи й тим самим помилитися при оцінюванні його ресурсу.

Саме тому слід записувати вібраційні коливання у декількох точках одночасно і використовувати для виявлення дефектів їх сумісні характеристики, нечутливі до повороту системи координат. Відтак, вибираючи такі інваріантні характеристики для побудови діагностичних ознак, можемо оцінити стан певного вузла, не замислюватись про місце кріплення первинних перетворювачів (рис. 3, а). Відзначимо, що інваріантні характеристики для виявлення певного типу дефектів можна побудувати вже виходячи з математичного сподівання векторного ПКВП. Такими, наприклад, можуть бути параметри кривої в прямокутній системі координат Oxy , яка визначається функціями, що описують гармонічні складові вектора $\vec{x}(t)$: $x(t) = A \cos(k\omega_0 t + \varphi_x)$, $y(t) = B \cos(k\omega_0 t + \varphi_y)$.

Така крива при дисбалансі валу для $k = 1$, що має вигляд еліпса, показана на рис. 3, б. Отрима-

ний еліпс не змінює своєї орієнтації при поворотах системи координат (нові осі координат вибираються у напрямках встановлення первинних перетворювачів).

Лінійними інваріантами кореляційної тензор-функції є такі:

$$\begin{aligned} I(t, u) &= b_{\xi_1}(t, u) + b_{\xi_2}(t, u), \\ D(t, u) &= b_{\xi_1\xi_2}(t, u) - b_{\xi_2\xi_1}(t, u). \end{aligned}$$

Перший з них $I(t, u)$ визначає усереднений склярний добуток векторів $\vec{\xi}(t)$ і $\vec{\xi}(t+u)$

$$\begin{aligned} I(t, u) &= E[\vec{\xi}(t)\vec{\xi}(t+u)] = \\ &= E[\vec{\xi}(t)\vec{\xi}(t+u) \cos \vec{\xi}(t)\vec{\xi}(t+u)], \end{aligned}$$

другий $D(t, u)$ — усереднений скісний добуток

$$\begin{aligned} D(t, u) &= E[\vec{\xi}(t)\vec{\xi}(t+u)] = \\ &= E[\vec{\xi}(t)\vec{\xi}(t+u) D \sin \vec{\xi}(t)\vec{\xi}(t+u)]. \end{aligned}$$

Інваріант $I(t, u)$ векторного ПКВП можна подати у вигляді ряду Фур'є

$$I(t, u) = B_0^{(I)}(u) + \sum_{k \neq N} (C_k^{(I)}(u) \cos k\omega_0 t + S_k^{(I)} \sin k\omega_0 t),$$

де $B_0^{(I)}(u) = B_0^{(\xi_1)}(u) + B_0^{(\xi_2)}(u)$, $C_k^{(I)}(u) = C_k^{(\xi_1)}(u) + C_k^{(\xi_2)}(u)$, $S_k^{(I)}(u) = S_k^{(\xi_1)}(u) + S_k^{(\xi_2)}(u)$, при цьому $B_0^{(\xi_1)}(u)$, $C_k^{(\xi_1)}(u)$, $S_k^{(\xi_1)}(u)$ — нульові, косинусні і синусні кореляційні компоненти автокореляційних функцій $b_{\xi_1}(t, u)$, кожен з коефіцієнтів $B_0^{(I)}(u)$, $C_k^{(I)}(u)$, $S_k^{(I)}(u)$ є інваріантом і може використовуватися

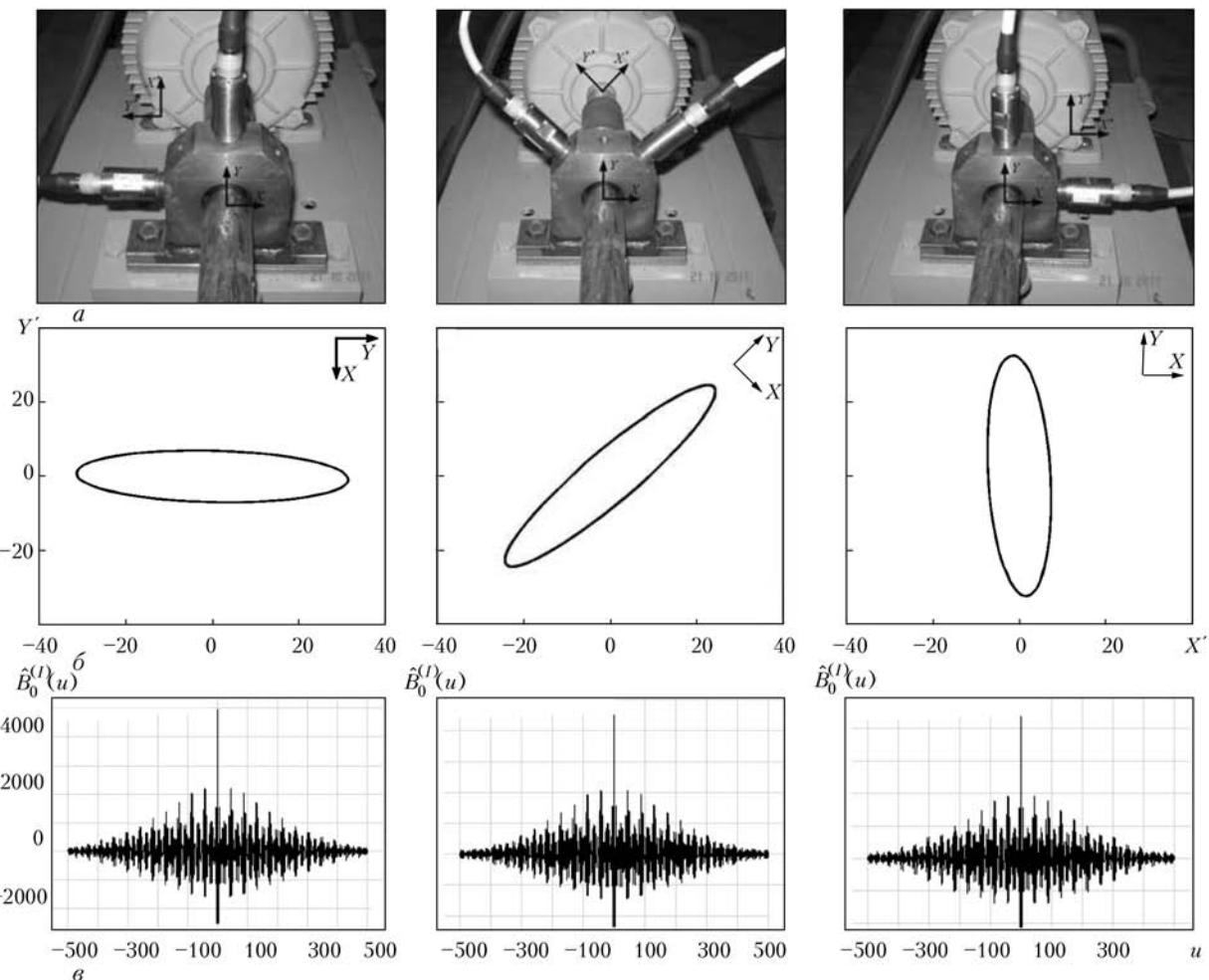


Рис. 3. Дослідження інваріантів вібраційних сигналів на стенді: *а* — розташування перетворювачів вібрації; *б* — крива, що відповідає першій гармонічній складовій математичного сподівання; *в* — перший кореляційний інваріант

тися для опису стану обертового вузла. Графіки оцінок нульового коефіцієнта $B_0^{(I)}(u)$ при різних кріпленнях первинних перетворювачів показані на рис. 3, *в*. Вони підтверджують незалежність цієї величини від вибраної системи координат.

Максимального значення інваріант $I(t, u)$ досягає при $u = 0$. Тоді величина $I(t, 0)$ визначає середнє значення квадрату модуля вектора $\xi(t)$, тобто потужність його флюктуацій, при цьому $B_0^{(I)}(0)$ — середня потужність, а коефіцієнти $C_k^{(I)}(0)$ і $S_k^{(I)}(0)$ — характер її часових змін. Як показують експериментальні та комп’ютерно-симуляційні дослідження, глибина часових змін інваріанта $I(t, 0)$ є більшою, ніж у кожної з функцій $b_{\xi_1}(t, 0)$ чи $b_{\xi_2}(t, 0)$. А це створює можливості для більш ефективного виявлення дефектів.

Інваріант $D(t, 0)$ задовільняє умову $D(t, -u) = D(t - u, u)$, а звідси випливає, що нульовий компонент $B_0^{(D)}(u)$ є непарною функцією зсуву, тобто визначається тільки непарними частинами компонентів взаємокореляційних функцій $b_{\xi_1 \xi_2}(t, u)$ і $b_{\xi_2 \xi_1}(t, u)$. Оскільки співвідношення, як показують дослідження, між цими складовими для рухомого дефекту (дефект внутрішнього кільця підшипника кочення) і нерухомого (дефект зов-

нішнього кільця) є різним (рис. 4), то цей факт можна використовувати для розділення вказаних дефектів.

Вібраційна система «Вектор». На базі розроблених у Фізико-механічному інституті ім. Г.В. Карпенка НАН України вібраційних діагностичних систем ранньої діагностики [9–10] сконструйована вібраційна діагностична система «Вектор» (рис. 5), що реалізує алгоритми тензорного статистичного аналізу. Вона дозволяє використовувати електронні одно- та тримірні (векторні) перетворювачі віброприскорення ДВ1-70 та ДВ3-70 на основі сенсора ADXL001-70 фірми «Analog Devices», давачі віброприскорення фірми «Brue & Kjaer». У ній є канал синхронізації (необхідний для балансування валів чи знаходження місця положення дефекту), мікрофонні входи для вимірювання інтенсивності шуму у виробничих приміщеннях (промислова санітарія) та для визначення місць витоків рідин з підземних трубопроводів.

Система складається з таких основних вузлів: п’єзокерамічних та електронних давачів віброприскорення; перетворювача заряду; аналогового комутатора; каналів основного підсилення та формування амплітудно-частотної характеристики системи; каналу синхронізації відбору сигналів; каналу

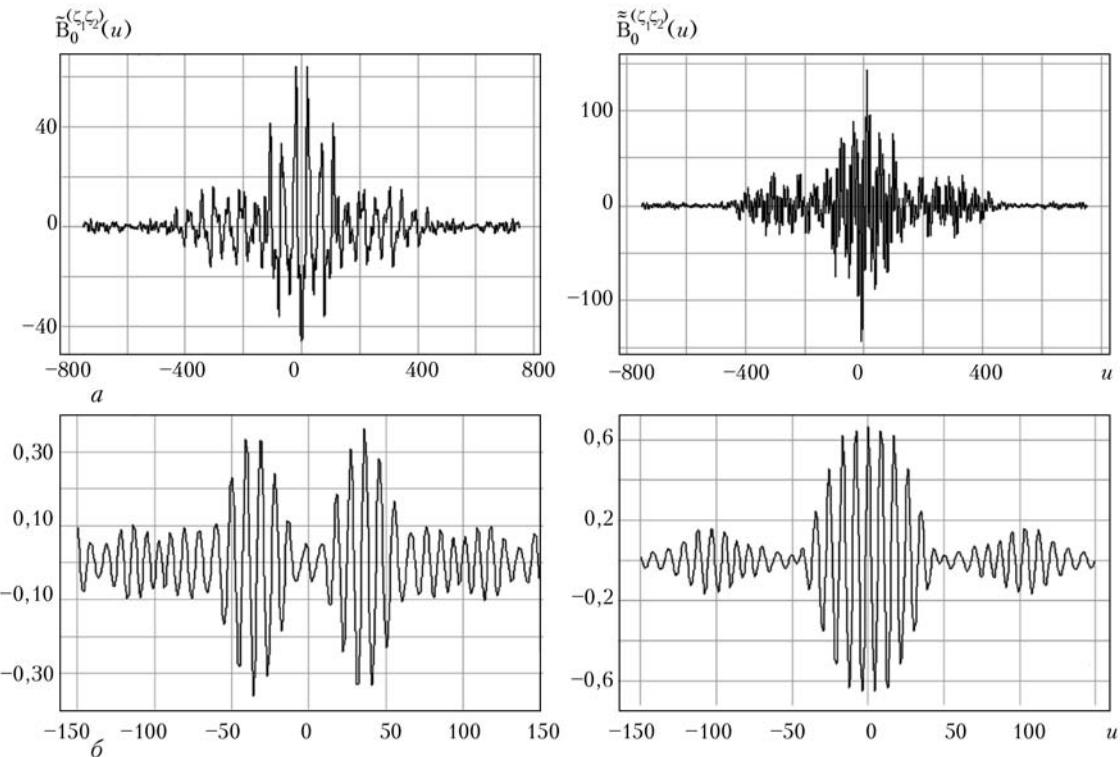


Рис. 4. Парні $\tilde{B}_0^{(\xi_1 \xi_2)}(u)$ і непарні $\tilde{B}_0^{(\xi_1 \xi_2)}d(u)$ складові взаємокореляційної функції для нерухомого (а) та рухомого (б) дефектів підшипника кочення

для підключення еталонного або інших промислових давачів вібрації фірми «Bruel & Kjaer» конструкції «Delta Tron»; аналогово-цифрового перетворювача Е-440 фірми «L-card»; блоку живлення системи; персонального комп’ютера.

Технічна характеристика системи «Вектор»

Кількість входів каналів	8
Частота дискретизації, кГц (макс)	400
Смуга частот вхідного сигналу, кГц	25
Максимальна пропускна здатність по шині USB, кСлів/с (не більше)	500
Діапазон вхідного сигналу, В	$\pm 10; \pm 2,5; \pm 0,625; \pm 0,156$
Напруга синфазного сигналу, В	± 10
Час перетворення, мкс	2,5
Вхідний опір при одноканальному вході, МОМ (не менше)	1
Живлення, В:	
акумулятор	12
мережа змінного струму	220

Дана вібраційна діагностична система «Вектор» відрізняється від існуючих, оскільки дозволяє одночасно вимірювати вібраційні коливання у багатьох точках по трьох координатах (осьовій, горизонтальній та вертикальній); у системі використані парафазні лінії прийому-передачі, що мінімізують вплив сигналів від можливих потужних перешкод, а це в свою чергу дозволяє оператору працювати з системою «Вектор» на відстані до 100 м від об’єкта; дає можливість виявляти дефекти обертових механізмів на ранніх стадіях зародження, використовуючи взаємний аналіз детермінованої та випадкової складових вібраційних сигналів, отриманих з різних каналів запису; використовує методи статистичного оцінювання імовір-

нісних характеристик вібраційних сигналів на основі теорії періодично нестационарних процесів і таким чином визначати глибину модуляцій, присутніх у сигналі, та оцінювати залишковий ресурс механізмів тривалої експлуатації.

Багатомірна вібраційна діагностика редукторів вугільних конвеєрів. Магістральний конвеєр забезпечує безперебійну роботу технологічної лінії для перевантажування вугілля, поз’язуючи між собою станцію розвантаження вагонів (вагоноперекидач) і штабелеформуючу машину (стакер). Зупинка конвеєра викликає зупинку всієї технології



Рис. 5. Загальний вигляд системи «Вектор»

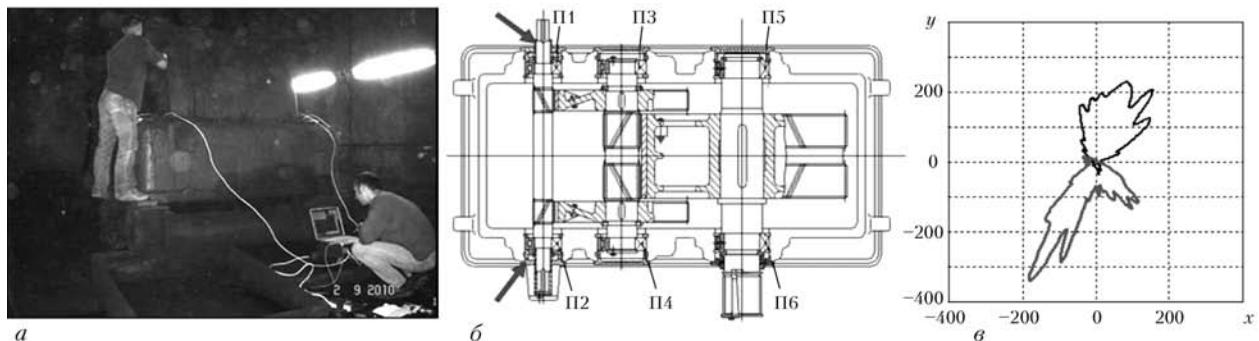


Рис. 6. Процес відбору вібраційних сигналів системою «Вектор» (а), місця кріплення перетворювачів (б) та дисперсії нестационарних складових у полярній системі координат (в)

гічної лінії. В умовах інтенсивної роботи вугільного комплексу виникає потреба в періодичній зупинці магістрального конвеєра для проведення технічного обслуговування і ремонту. Традиційно дефектування та ремонт вузлів приводу проводяться методами їх демонтажу та розбирання, з чим пов'язані значні простої перевантажувального комплексу.

З метою зменшення простоїв під час технічного обслуговування і визначення технічного стану розроблено методику і проведено діагностику редуктора приводу магістрального конвеєра неруйнівними методами контролю. Відбір вібраційних сигналів від редукторів магістральних конвеєрів порту «Южний» (рис. 6, а) проводили за допомогою вібраційної системи «Вектор». Контрольні точки (рис. 6, б) вибрані над підшипниковими вузлами П1 та П2. У кожній точці записувались три сигнали: горизонтальна, вертикальна та осьові компоненти вібрації. Частота відбору вібраційних сигналів — 2 кГц. Довжина реалізацій — 2 хв. Технічні характеристики механізму такі: редуктор — циліндричний двоступінчастий; зубчаті колеса $Z_1 = 27$, $Z_2 = 171$, $Z_3 = 32$, $Z_4 = 182$ розташовані на трьох валах та опираються на підшипники кочення П1, П2 — 32634; П3, П4 — 2556; П5, П6 — 97172.

Відповідно до характеристик редукторів проведено розрахунки їх основних частотних параметрів. Використовуючи методи теорії стаціонарних випадкових сигналів оцінили спектральну густину потужності та ідентифікували усі спектральні підніняття, проте вони не дозволили встановити наявність будь-яких локалізованих дефектів системи. З використанням методів теорії нестационарних випадкових процесів ми виявили модуляційні процеси, пов'язані із зародженням дефектів у механічних системах. Найбільшу увагу привернув магістральний конвеєр № 217-34, підшипниківі вузли

№ 1 та № 2 якого випромінювали вібраційні процеси, що були нестационарними у часі, причому частота модуляції, а також характеристики модулюючих процесів співпадали. Для встановлення типу дефекту проведено багатомірний нестационарний аналіз, що дозволив ідентифікувати биття валу, яке призвело до модуляції вузько-смугових процесів (майже 16 Гц) на частоту 201 Гц. У редукторі встановлено два незалежних джерела таких вібрацій, що позначилось підвищеннем потужності шумів на краях валу у протифазі (рис. 6, в).

1. Неразрушаючий контроль: Справовник / Под ред. В.В. Клюєва. — М.: Машиностроение, 2005. — Т. 7. — 829 с.
2. Probabilistic models and statistical methods for the analysis of vibrational signals in the problems of diagnostics of machines and structures / V.Yu. Myhailishyn, I.M. Yavors'kyi, Yu.T. Vasylyna et al. // Materials Science. — 1997. — 33, № 5. — Р. 655–672.
3. McCormick A.C., Nandi A.C. Cyclostationarity in rotating machine vibrations // Mechanical Systems and Signal Proc. — 1998. — 12, Vol. 2. — Р. 225–242.
4. Розробка інформаційно-вимірювальної системи для вібродіагностики підшипників великих стаціонарних агрегатів / І.М. Яворський, П.П. Драбич, І.Ю. Ісаєв та ін. — К.: Ін-т електрозварювання ім. Є. О. Патона, 2009. — С. 113–122.
5. Linear filtration methods for statistical analysis of periodically correlated random processes. Part I: coherent and component methods / I. Javorskyj, J. Leskow, I. Kravets et al. // Signal proc. — 2012. — Vol. 92. — Р. 1559–1566.
6. Component covariance analysis fro periodically correlated random processes / I.M. Javors'kyi, I. Yu.Isaev, I. Majewski, R. Yuzefovich // Ibid. — 2010. — Vol. 90. — Р. 1083–1102.
7. Інваріантний кореляційний аналіз векторних періодично корельованих випадкових процесів / І.М. Яворський, І.Б. Кравець, І.Й. Мацько, Р.М. Юзефович // Відбір і обробка інформації. — 2011. — № 35. — С. 30–35.
8. Мак-Конел А.Дж. Введение в тензорный анализ с приложениями к геометрии, механике и физике. — М.: Физматлит, 1963. — 411 с.
9. Yavorsky I.N., Kravets I.B., Mats'ko I.Y. Spectral analysis of stationary components of periodically correlated random processes // Radioelectronics and Communications Systems. — 2011. — № 54. — Р. 451–463.
10. Metod of vibration diagnostics of initial stages of rotation systems damage / I.M. Yavorskyi, P.P. Drabich, I.B., I.I. Matsko // Material Science. — 2011. — № 47. — Р. 264–271.

ПРОЕКТ 2.3

Розробити технологію та обладнання для оперативного контролю методом електронної ширографії точкових зварних з'єднань з використанням термічного навантаження

УДК 621.791.019:658.562

РОЗРОБКА ТЕХНОЛОГІЙ ТА ОБЛАДНАННЯ ДЛЯ ОПЕРАТИВНОГО КОНТРОЛЮ МЕТОДОМ ЕЛЕКТРОННОЇ ШИРОГРАФІЇ ТОЧКОВИХ ЗВАРНИХ З'ЄДНАНЬ З ВИКОРИСТАННЯМ ТЕРМІЧНОГО НАВАНТАЖЕННЯ

Академік НАН України **Л.М. ЛОБАНОВ, В.А. ПІВТОРАК**, канд. фіз.-мат. наук, **І.В. КИЯНЕЦЬ**, інж.,
В.В. САВИЦЬКИЙ, О.М. САВИЦЬКА, кандидати техн. наук
(Ін-т електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України)

Розроблено технологію неруйнівного визначення діаметра ядра зварної точки з використанням метода електронної ширографії та термічного навантаження. Показано, що у випадку двостороннього доступу до контролюваної конструкції для неруйнівного визначення діаметра ядра зварної точки оптимальним є використання рівномірного нагріву зі зворотного боку досліджуваного елемента; у випадку одностороннього доступу – локального нагріву відбитка зварювального електрода з лицьового боку. Результати експериментів та математичного моделювання підтвердили ефективність використання розробленої методики для неруйнівного визначення розміру діаметра ядра як окремої зварної точки, так і розташованої в масиві зварних точкових з'єднань.

Ключові слова: технологія неруйнівного контролю, електронна ширографія, деформації, дефектоскопія

У сучасному виробництві конструкцій для машинно- та автомобільної галузей широко застосовується контактне точкове зварювання. У з'язку з підвищеними вимогами до довговічності та матеріаломінності зварних конструкцій використовують такі матеріали, як оцинкована, алюмінірована та нержавіюча сталі, а також алюмінієві сплави. А це потребує вдосконалення технологій їх зварювання. Для забезпечення високої якості виготовлення конструкцій потрібен оперативний контроль усіх зварних з'єднань.

Працездатність точкових з'єднань багато в чому визначається розміром ділянки взаємного розплавлення металу, вільної від поверхневих плівок, тобто у загальному випадку – розміром ядра зварної точки. При цьому слід зазначити, що діаметр ядра зварної точки може змінюватись завдяки довільному відхиленню параметрів режиму зварювання або інших технологічних факторів. Через це може виникнути непровар – найбільш небезпечний дефект, який характеризується недостатнім розміром, а іноді повною відсутністю ядра зварної точки.

Одна з головних причин, яка стимулює широке застосування контактного точкового зварювання під час виготовлення відповідальних виробів, полягає в тому, що навіть з використанням сучасного

зварювального обладнання міцнісні характеристики точкових з'єднань можуть бути недостатньо сталими через наявність різних дефектів. Сучасна дефектоскопія не має оперативних методів надійного виявлення дефектів типу непровар, а застосована технологія контактного точкового зварювання не завжди має достатньо досконалих засобів попередження виникнення дефектів. Це призводить до необхідності збільшувати до 15 % кількість зварних точок з метою забезпечення надійності точкових зварних з'єднань.

Нові можливості для неруйнівного контролю якості конструкцій, виконаних за допомогою контактного точкового зварювання, надає метод електронної ширографії [1–3]. Він особливо ефективний для аналізу деформацій, оскільки вилучається процес числового диференціювання по переміщенням, необхідний для розрахунку деформацій та згинальних моментів, що призводить до суттєвих похибок. Okрім цього, при використанні методу реєструються похідні від переміщень, тому він є нечутливим до переміщень досліджуваного об'єкту як жорсткого цілого, що не викликає деформацій, а отже, його застосування не потребує додаткового захисту від вібрацій.

Створені в результаті виконання проекту компактне обладнання та ширографічна методика використовувались для визначення діаметра ядра зварної точки в елементах конструкцій, виготов-

лених за допомогою контактного точкового зварювання. Вони мають одно- або двосторонній доступ.

Попередні дослідження показали ефективність методу електронної ширографії для визначення діаметра ядра зварної точки із використанням механічного навантаження вузлів та елементів конструкцій [4]. Встановлено, що через деформації точкового з'єднання на кривій розподілу похідних від компонентів вектора переміщень уздовж досліджуваного перерізу в залежності від напрямку широзсуву з'являються два екстремуми, відстань між якими пов'язана з діаметром ядра зварної точки. При цьому слід зазначити, що на практиці використання механічного навантаження обмежене об'єктивними труднощами, викликаними прикладанням необхідних зусиль у конструкціях складної форми. Термічне навантаження є більш універсальним способом, що дозволяє у локальній області контролюваного об'єкту викликати регульований рівень деформації.

Розроблена оперативна методика визначення діаметра ядра зварної точки із застосуванням електронної ширографії побудована на використанні особливостей деформування поверхні в околі точки, обумовленого механічним або термічним навантаженням. При виконанні експериментальних досліджень зварних точкових з'єднань застосовували їх термічне навантаження та реєстрацію методом електронної ширографії деформації уздовж перерізу, що проходить через центр зварної точки.

З метою оцінки ефективності методики визначення діаметра ядра зварної точки та впливу діаметра, товщини зварних пластин, параметрів термічного навантаження та оптичної схеми на криву розподілу похідної уздовж вибраного перерізу, що проходить через центр зварної точки, використо-

вувалось математичне моделювання методом скінчених елементів. За результатами проведених досліджень визначено, що оптимальною є оптична схема з кутом α між напрямками освітлення та спостереження, останній співпадає з нормальню до площини поверхні контролюваного елемента в межах від 5 до 10° та розміром ширографічного зсуву менше 1 мм. Оптична схема, використовувана при проведенні експериментів, показана на рис. 1.

На основі математичного моделювання за допомогою методу скінчених елементів деформованого стану поверхні пластини в околі точкового зварного з'єднання під дією термічного навантаження визначено вплив розміру відбитка електрода та діаметра ядра зварної точки на криву розподілу похідної $\partial w / \partial x$ або $\partial w / \partial y$. Встановлено, що у випадку співірності діаметра ядра зварної точки та відбитка електрода (рис. 2, а) на кривій розподілу похідної зафіковані два екстремуми, відстань між якими відповідає діаметру відбитка електрода та ядра одночасно. У випадку, коли діаметр ядра зварної точки менший за розмір відбитка електрода (рис. 2, б), на кривій розподілу похідної зафіковано дві пари екстремумів, відстань між якими відповідає діаметру відбитка та ядра зварної точки.

Методика визначення діаметра ядра зварної точки з використанням термічного навантаження та електронної ширографії включала таку послідовність дій:

- освітлення досліджуваної ділянки зварного з'єднання лазерним світлом та запис до пам'яті комп'ютера спекл-структур, яка відповідає початковому стану поверхні;
- навантаження зварного з'єднання за допомогою рівномірного або локального нагріву;
- запис до пам'яті комп'ютера спекл-структур, яка відповідає навантаженому стану поверхні зварного з'єднання;
- одержання та комп'ютерне опрацювання широграм, яка містить інформацію про розподіл похідної $\partial w / \partial x$ або $\partial w / \partial y$ вздовж обраного перерізу під впливом навантаження зварного з'єднання;
- визначення діаметра ядра зварної точки за отриманими експериментальними даними.

Після серії експериментальних досліджень до зварних точкових з'єднань прикладали деформації згину в площині зразка до його руйнування та вимірювали реальні діаметри ядер зварних точок, які порівнювали із розмірами ядер, що визначались без руйнування зварних з'єднань за допомогою методу електронної ширографії.

Дослідження показали, що при визначенні діаметра ядра зварної точки з двостороннім доступом до поверхонь зварного з'єднання доцільно застосовувати як термічне навантаження рівномірний нагрів зварного з'єднання. Під час експериментів нагрів здійснювали за допомогою потужної електричної лампи, розміщеної на стенді та зафікованої за допомогою створених механічних пристрій.

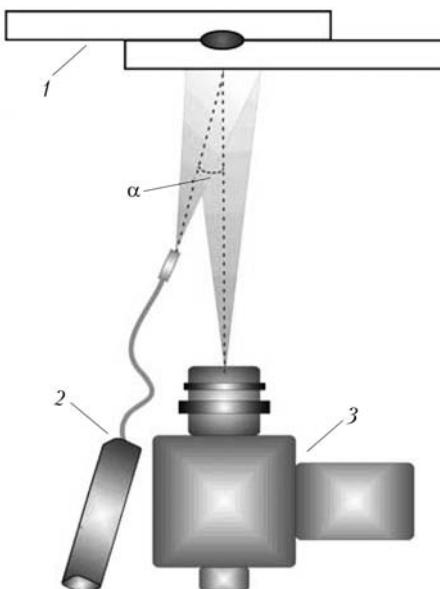


Рис. 1. Схема експерименту по ширографічному контролю зварної точки з використанням термічного навантаження: 1 – точкове зварне з'єднання; 2 – джерело лазерного освітлення; 3 – ширографічний модуль; α – кут між напрямками освітлення та спостереження, суміщений з нормальню до площини поверхні контролюваного елемента

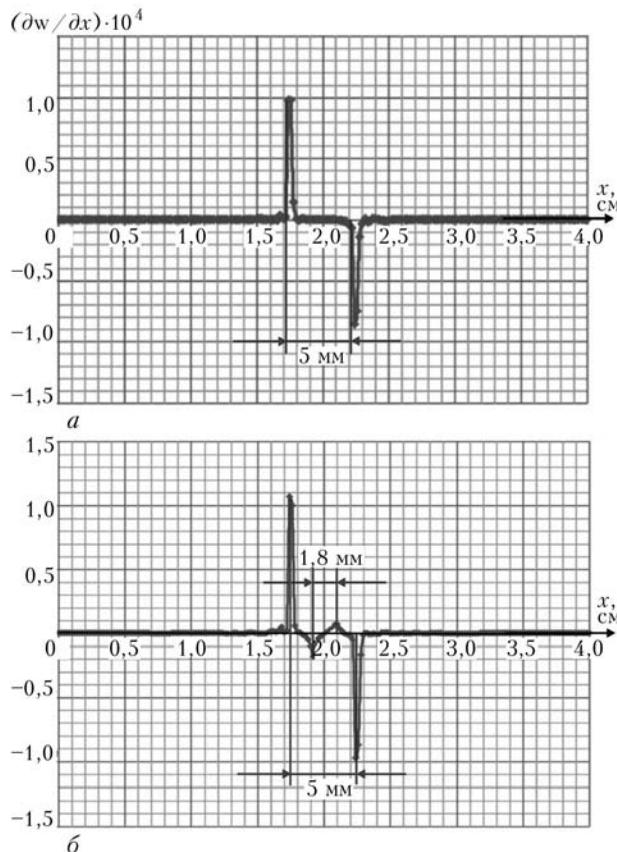


Рис. 2. Типова крива розподілу похідної $\partial w / \partial x$ або $\partial w / \partial y$ в околі зварного точкового з'єднання під дією термічного навантаження уздовж обраного перерізу у випадку, коли діаметр ядра зварної точки співмірний з розміром відбитка електрода (а), та при різниці між діаметром ядра зварної точки та розміром відбитка електрода (б)

Навпроти неї розташовували ширографічний модуль з лазерною системою освітлення та тестовий зразок таким чином, аби зварна точка знаходилася на оптичній вісі ширографічного інтерферометра (рис. 3). Підключали лампу через блок живлення, що дозволяло змінювати вихідну напругу та потужність випромінювання лампи. Це дало можливість варіювати такі параметри термічного навантаження, як тривалість нагріву та потужність теплового джерела.

Серію експериментів проводили на зразках із сталі 08КП товщиною $1,0 + 1,0$ мм та сталі 14Г2 товщиною $1,2 + 1,2$ мм. Зварні з'єднання виготовляли з використанням різних режимів зварювання (zmінювали зварювальний струм, тривалість зварювання та зусилля притискання зварювальних електродів). Це дозволило отримати точкові зварні з'єднання з діаметрами ядер, співмірними з розміром відбитка електрода та меншими за нього.

Наведено результати, отримані при визначенні діаметра ядра зварної точки з використанням рівномірного нагріву із зворотнього боку зразка для випадку, коли розміри ядра і відбитка співпадають (рис. 4). Показано тривимірну картину деформування та криву розподілу похідної $\partial w / \partial y$ вздовж обраного перерізу $A-A$, які відповідають термічному навантаженню за допомогою електро-

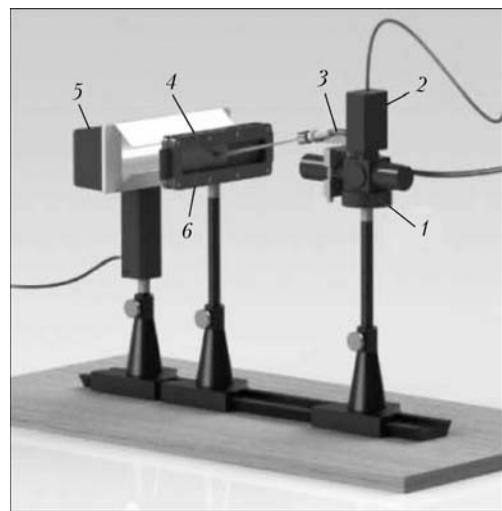


Рис. 3. Схема розташування експериментального обладнання, використовуваного при термічному навантаженні рівномірним нагрівом: 1 – ширографічний модуль; 2 – відеокамера; 3 – світловод; 4 – пристрій для фіксації зразка; 5 – електролампа; 6 – зразок зі зварним з'єднанням

лампи потужністю близько 1 кВт. Діаметр ядра у випадку співмірності розмірів ядра зварної точки та відбитка зварювального електрода, визначений ширографічним методом, дорівнював 5,33 мм; діаметр ядра після руйнування точки становив 5,3 мм; розмір відбитка – 5,4 мм.

При визначенні діаметра ядра зварної точки в елементах конструкцій з одностороннім доступом нагрівання зварного з'єднання із зворотного боку викликає значні труднощі. Тому проведено серію експериментів з використанням термічного навантаження з лицьового боку досліджуваних точкових з'єднань. Аналіз результатів показав, що рівномірний нагрів з лицьового боку зразка не дозволяє визначити діаметр ядра зварної точки, оскільки при рівномірному термічному навантаженні із зворотнього боку на передню пластину нагрів передається через ядро зварної точки та візуалізується, а при рівномірному нагріві з лицьового боку

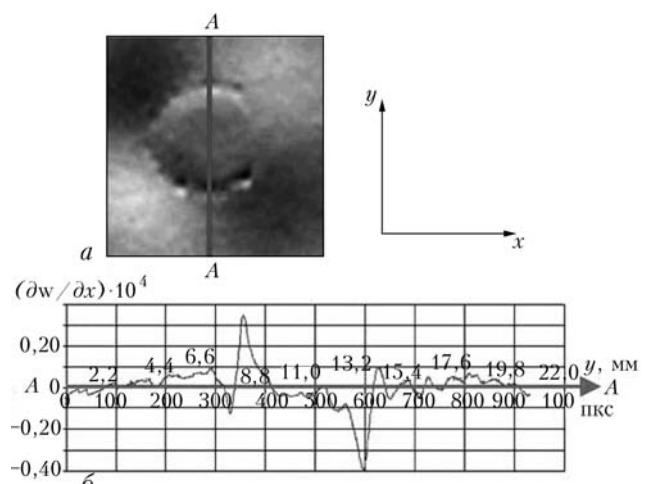


Рис. 4. Результати контролю зварної точки (діаметр ядра зварної точки співмірний з розміром відбитка електрода) при нагріванні електролампою зі зворотного боку: а – картина деформування досліджуваної ділянки поверхні зразка на стадії нагрівання; б – крива розподілу похідної $\partial w / \partial y$ вздовж обраного перерізу $A-A$

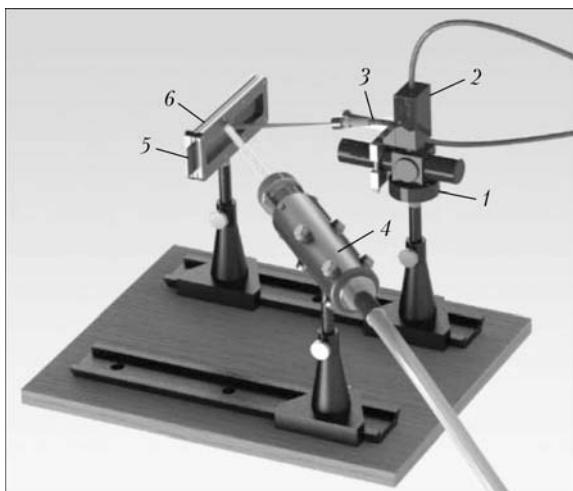


Рис. 5. Схема експериментального обладнання, використовуваного при термічному навантаженні зварного з'єднання локальним нагрівом: 1 — ширографічний модуль; 2 — відеокамера; 3 — світловод; 4 — коліматор лазера на CO_2 ; 5 — зразок зі зварним з'єднанням; 6 — пристрій для фіксації зразка

тепло рівномірно поширяється по пластині і не виявляє ядро зварної точки. В подальшому локальний нагрів зварної точки з лицьового боку виконували з використанням лазера на CO_2 загальною потужністю 200 Вт.

Схему експериментального обладнання для визначення діаметра ядра зварної точки з використанням як термічного навантаження локального нагріву зони зварного з'єднання за допомогою лазера на CO_2 , наведено на рис. 5. За допомогою розроблених пристроїв широмодуль та досліджуваний зразок розташовували таким чином, аби отримати єдину оптичну вісь та кут спостереження α , близький до 0° ; збоку під кутом 45° підводили колімований пучок випромінення від лазера на CO_2 діаметром 7 мм. Під час експериментів змінювали потужність випромінення лазера та тривалість локального нагріву зварного з'єднання.

Результати, отримані при визначенні діаметра ядра зварної точки з використанням локального

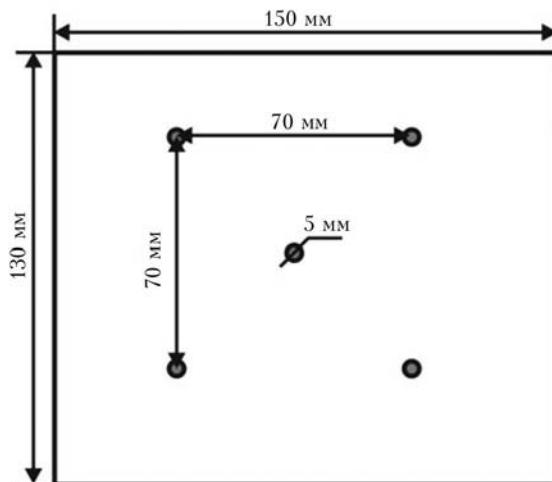


Рис. 7. Схема тестового зразка для неруйнівного визначення діаметра ядра зварної точки, що знаходитьться в масиві інших точкових з'єднань

нагріву з лицьового боку досліджуваного зразка у випадку, коли розмір ядра точкового з'єднання дорівнював розміру відбитка від зварювального електрода, наведено на рис. 6. Зразок нагрівався протягом 3 с при потужності лазерного випромінення 100 Вт. Діаметр ядра, визначений ширографічним методом, становив 4 мм; діаметр ядра після руйнування точки дорівнював 4,2 мм; розмір відбитка — 4,5 мм.

Конструкції з великими масивами зварних точок широко поширені в автомобільній промисловості, тому в роботі виконували експерименти по застосуванню ширографічної методики для неруйнівного визначення діаметра ядра зварної точки, що знаходитьться в масиві інших точкових з'єднань. Встановлено, що під дією термічного навантаження деформування зварної точки, розташованої в масиві інших зварних точкових з'єднань, має такий самий характер, як і окремої зварної точки, якщо відстань між ними становить понад 20 мм.

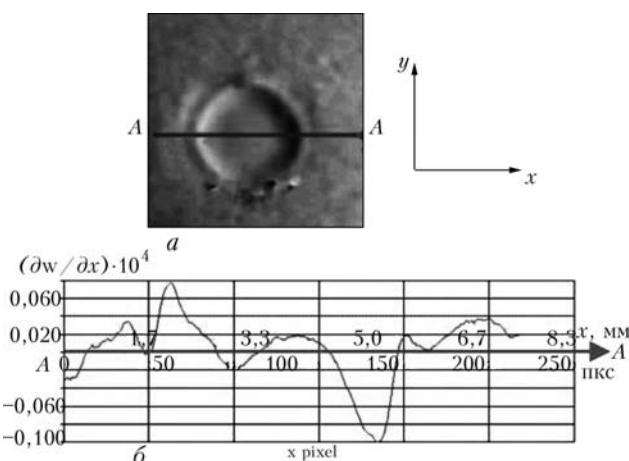


Рис. 6. Результати контролю зварної точки (діаметр ядра зварної точки співмірний з розміром відбитка електрода) при нагріванні лазерним випроміненням з лицьового боку: *a* — картина деформування досліджуваної ділянки поверхні зразка на стадії нагрівання; *b* — крива розподілу похідної $\partial w / \partial x$ вздовж обраного перерізу *A-A*

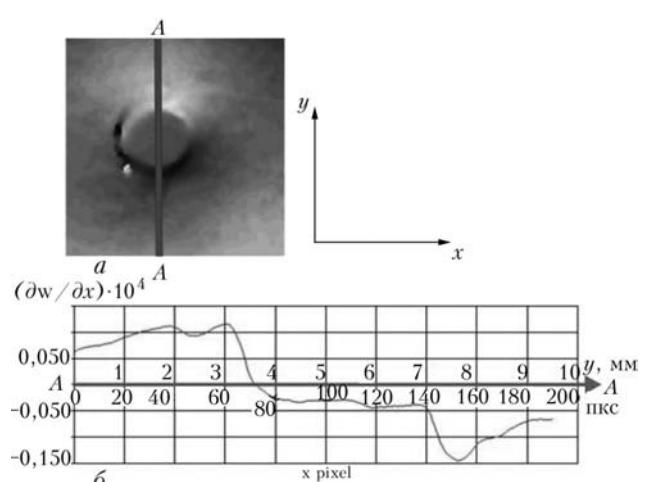


Рис. 8. Результати контролю зварної точки (діаметр ядра зварної точки співмірний з розміром відбитка електрода) при нагріванні лазерним випроміненням з лицьового боку: *a* — картина деформування досліджуваної ділянки поверхні зразка на стадії нагрівання; *b* — крива розподілу похідної $\partial w / \partial y$ вздовж обраного перерізу *A-A*

Наведено тестовий зразок із двох пластин розмірами 150×130 мм товщиною 1,2 мм із сталі 05КП, які за допомогою точкового зварювання з'єднувались між собою п'ятьма контактними точками (рис. 7). Експериментально визначали діаметр ядра центральної зварної точки.

На рис. 8 представлено типову картину деформування та криву розподілу похідної $\partial w / \partial x$ вздовж обраного перерізу A-A, які відповідають термічному навантаженню досліджуваної точки у випадку співмірності ядра зварної точки та відбитка електрода за допомогою локального нагріву з лицьового боку з використанням випромінення лазера СО₂ потужністю 25 Вт; діаметр пучка складав 5 мм, а тривалість нагріву — 5 с. Діаметр ядра, визначений ширографічним методом, сягав 4,9 мм; діаметр ядра після руйнування точки, становив 4,8 мм; розмір відбитка — 5,0 мм.

Проведені дослідження показали, що оскільки розподіл похідної $\partial w / \partial x$ або $\partial w / \partial y$ визначається в безпосередній близькості до відбитка електрода, сусідні зварні з'єднання не впливають на деформування поверхні в околі досліджуваної зварної точки, якщо відстань між ними більша за 20 мм.

Висновки

1. Результати серії експериментів підтвердили ефективність використання методу електронної ширографії та термічного навантаження для неруйнівного визначення розміру діаметра ядра зварної точки. Встановлено, що оптимальним при двосторонньому доступі є використання рівномірного нагріву із зворотного боку досліджуваного елемента, а при односторонньому доступі — локального нагріву відбитка зварювального електрода з лицьового боку.

2. Для визначення діаметра ядра зварної точки необхідно отримати розподіл похідної $\partial w / \partial x$ або $\partial w / \partial y$ в околі зварного з'єднання внаслідок термічного навантаження. На основі аналізу фазової або тривимірної картини досліджуваної ділянки ідентифікували екстремуми, що відповідають відбитку електрода та яду зварної точки, а потім, користуючись шкалою графіка розподілу похідної $\partial w / \partial x$ або $\partial w / \partial y$, обраховували відстань між екстремумами, які співвідносяться з ядром.

3. Встановлено, що під дією термічного навантаження деформування зварної точки, розташованої в масиві інших зварних точкових з'єднань, має такий самий характер, як і окремої зварної точки, якщо відстань між ними більша за 20 мм. Похибка визначення діаметра ядра зварної точки методом електронної ширографії з використанням термічного навантаження не перевищувала 0,4 мм.

4. Комплекс проведених досліджень може бути основою для створення технології безконтактного неруйнівного визначення діаметрів ядер точкових зварних з'єднань тонколистових конструкцій у промислових умовах.

1. Schuth M. Aufbau und Anwendung der shearography als praxisgerechtes, optisches prüf- und meß verfahren zur Dehnungsanalyse, Qualitäts sicherung und Bauteiloptimierung: Dissertation zur Erlangung des akademischen Grades eines Doktor-Ingenieurs., 1995. — 176 p.
2. Measurement of nugget size of spot weld by digital shearography / L. Yang, P.R. Samala et al. // Optical Diagnostics: Proc. of SPIE. — 2005. — Vol. 5880. — P. 81–88.
3. Методика, технология и аппаратура ширографического неразрушающего контроля материалов и элементов конструкций / Л.М. Лобанов, В.А. Пивторак, И.В. Киянец, Е.М. Олейник // Техническая диагностика и неразрушающий контроль. — 2004. — № 3. — С. 29–33.
4. Розробка технології та апаратури для діагностики методом електронної ширографії елементів тонкостінних конструкцій, виготовлених із застосуванням точкового зварювання / Л.М. Лобанов, В.А. Півторак, В.В. Савицький та ін. // Проблеми ресурсу експлуатації конструкцій, споруд та машин: Зб. ст. — Київ, 2009. — С. 63–67.

ПРОЕКТ 2.4

Розробка методів, апаратних та програмних засобів контролю параметрів під'ємно-транспортного устаткування

УДК 621.876

РАЗРАБОТКА МЕТОДОВ, АППАРАТНЫХ И ПРОГРАММНЫХ СРЕДСТВ КОНТРОЛЯ ПАРАМЕТРОВ ПОДЪЕМНО-ТРАНСПОРТНОГО ОБОРУДОВАНИЯ

А.А. ВЛАДИМИРСКИЙ, И.А. ВЛАДИМИРСКИЙ, кандидаты техн. наук, И.П. КРИВОРУЧКО,

А.А. КРИВОРОТ, Н.П. САВЧУК, инженеры

(Ин-т проблем моделирования в энергетике им. Г.Е. Пухова НАН Украины)

Разработано оборудование и методика его применения для контроля динамических и кинематических параметров лифтового оборудования, лебедок, эскалаторов, элементов подвесных дорог и аттракционов

Ключевые слова: контроль параметров движения, лифт, подвесная дорога, эскалатор, аттракцион

Целью работы является разработка методов и приборного оборудования для обеспечения безопасных условий эксплуатации, повышения надежности и продления ресурса различного подъемно-транспортного оборудования.

Во многих городах Украины, как и в целом в странах СНГ, складывается сложное положение с лифтовым хозяйством. Большая часть лифтов выработала свой ресурс или находится на грани его окончания. В Украине и в странах СНГ существует достаточно большое количество подвесных канатных дорог (ПКД) различного назначения: пассажирские подвесные канатные дороги (ППКД), грузовые подвесные канатные дороги (ГПКД) и др. Большая часть ГПКД находится в Донецком и Западном угольных бассейнах, ППКД — на курортах Карпат и в горном Крыму. Весьма неудовлетворительная ситуация с обеспечением безопасной эксплуатации различных аттракционов. Неоправдано снижаются показатели биомеханических рисков. Все ПКД и большая часть аттракционов безусловно являются объектом повышенной опасности. Деятельность в этой отрасли постепенно растет. Вводятся в строй ранее временно выведенные из эксплуатации объекты, строятся новые. В указанные отрасли приходят новые люди, новый бизнес. К сожалению, регулярно происходят различные чрезвычайные происшествия, в том числе с тяжелыми последствиями.

Все эти обстоятельства предъявляют самые высокие требования к уровню технического надзора за деятельностью в этой сфере. Вместе с тем в производственных, эксплуатирующих и контролирующих организациях практически нет инструмен-

тальных средств для контроля динамических и кинематических параметров движения.

Оценка требуемых диапазонов измеряемых динамических и кинематических параметров проведена на основании анализа нормативной документации, в частности [1–8].

Для лифтов требуется контроль скорости движения кабины лифта (от 0,25 до 1,6 м/с), ускорения разгона и торможения в рабочих режимах (до 1 м/с² для медицинских и до 2 м/с² для пассажирских лифтов), максимального замедления (до 25 м/с²) и среднего замедления (до 9,8 м/с²) при срабатывании ловителей и при посадке кабины на буфера, величины тормозного пути и пр.

Для ППКД требуется контроль максимальной скорости подвижного состава (до 12 м/с), скорости в пределах посадочной площадки (до 0,5 м/с), ускорения (замедления) на приводном шкиве при пуске (остановке) дороги (от 0,5 до 3,0 м/с²), замедления при срабатывании ловителей (до 3 м/с²), величины тормозного пути (по паспорту), интервал времени посадки в кресла (кабины) кольцевых ППКД (до 12 с) и пр.

Классификация степеней биомеханических рисков (№ 1–4) аттракционов в зависимости от видов и уровней биомеханических воздействий на пассажиров осуществляется по следующим параметрам: подъем на относительную высоту (0,45–15 м), скорость перемещения (3–17 м/с), ускорение «таз–голова» (3–6 м/с²), ускорение «бок–бок», ускорение торможения и разгона (0,4–2,0 м/с²), наклоны посадочных мест (10–120°).

В ИПМЭ им. Г.Е. Пухова НАН Украины проведена разработка измерителя кинематических и динамических параметров лифтов (ИКПЛ, ИКПЛ-М2, ИКПЛ-М3). Большшим преимуществом этого измерителя является возможность регистра-

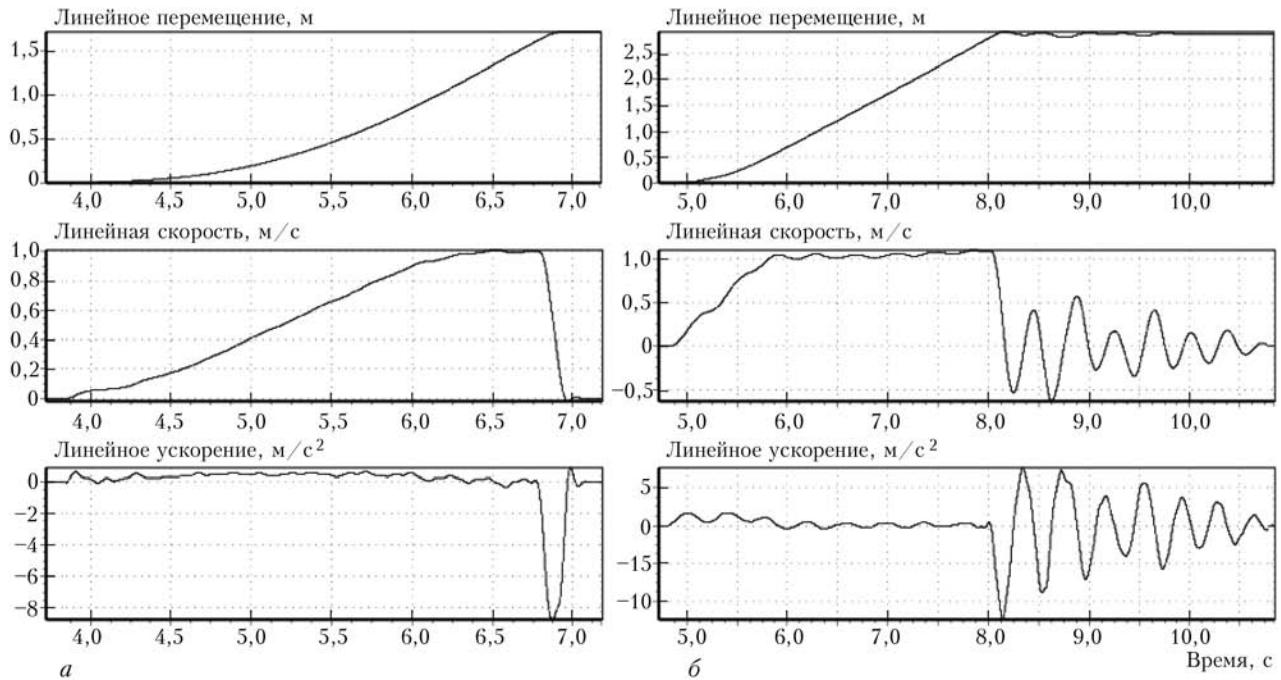


Рис. 1. Примеры записей параметров движения кабины лифта при сбросе на ловители (а) и при посадке на буфера (б)

ции одновременно трех параметров линейного или вращательного перемещения с достаточно высокой точностью (путь – 0,35 %, скорость – 1 %, ускорение – 4 %) в частотном диапазоне до 12 Гц. Первоначально эти измерители предназначались для проведения приемо-сдаточных и сертификационных испытаний лифтов, в ходе которых контролируются скорость и ускорение движения кабины лифта во всех режимах (рис. 1). Высокая разрешающая способность угловых измерений (порядка двух угловых минут) позволяет использовать измеритель для контроля величины люфтов в лебедках и пр.

В измерителе ИКПЛ-М3 [9] применяется контактный метод измерения, приведение в действие измерительного преобразователя прибора осуществляется путем непосредственного соприкосновения первичного измерительного преобразователя с поверхностью контролируемого объекта. В штатный комплект измерителя входят: измерительный преобразователь, комплект первичных преобразователей, набор установочных приспособлений, набор крепежных приспособлений, интерфейсный кабель, мобильный компьютер с программным обеспечением, транспортно-рабочая укладка.

Принцип действия измерительного преобразователя основан на трансформации поступательного или вращательного движения объекта во вращательное движение входного вала преобразователя с последующим преобразованием этого вращения в последовательность электрических импульсов, число которых пропорционально угловому перемещению с учетом направления вращения входного вала. Эти данные передаются в мобильный компьютер, в котором осуществляется вся дальнейшая обработка, регистрация данных, отображение в цифровом и графическом виде результатов измерений.

Штатные наборы установочных и крепежных приспособлений предназначены для проведения измерений на крыше кабины лифта. В комплект первичных преобразователей входит фрикционный ролик для преобразования линейного поступательного движения во вращательное и торцевая насадка для контакта с торцами валов исследуемых объектов. В набор установочных приспособлений входят телескопическая пиноль и др. приспособления.

Имеется опыт применения измерителя ИКПЛ для проверки эскалаторов (скорость и ускорение ступеней и поручней), разгонных и тормозных характеристик двухскоростных лебедок, лебедок с частотными регуляторами и пр.

В соответствии с существующими нормами параметры движения подвижного состава ПКД оцениваются по параметрам движения приводного шкива. Диапазоны и точность измерения скорости и ускорений линейного и вращательного движений, необходимые при выполнении работ на ПКД, вполне перекрываются метрологическими характеристиками измерителя ИКПЛ-М3. При проведении некоторых видов измерений, например для записи полного цикла перемещений подвижного состава маятниковой ПКД, потребовалось увеличение временного интервала регистрации. Вместе с тем условия практического применения измерителя ИКПЛ на ПКД существенно отличаются: другие условия монтажа и обеспечения надежного прижима первичных преобразователей, недопустимость нахождения персонала вблизи работающего оборудования, наличие высоких напряжений, высотные работы и пр. Крайне целесообразно обеспечить возможность дистанционирования персонала от диагностируемого оборудования.

С 2011 г. в программное обеспечение ИКПЛ-М3 введена группа дополнительных режимов работы



Рис. 2. Меню специальных режимов измерений для ПКД

(рис. 2), предназначенных для измерения параметров движения подвижного состава ПКД с помощью ролика и с помощью торцевой насадки.

Для монтажа оборудования при выполнении измерений на ПКД разработаны усовершенствованные монтажные приспособления:

- электромагнитный держатель (рис. 3, а) с габаритами 250×50×28 мм. Усилие на отрыв от плоской стальной пластины — около 300 кг. Требования к источнику питания: 12 В; 0,3 А;
- держатель (рис. 3, б) на основе постоянного магнита (шайба NdFeB, Ø45×15 мм). Усилие на отрыв от плоской стальной плиты — около 100 кг. Применение съемного отжимного рычага позволяет плавно (без удара) установить магнитный держатель на металлическую поверхность, а затем без чрезмерных усилий демонтировать его.

Для обеспечения удаленной работы измерителя ИКПЛ на расстоянии 100–200 м разработан цифровой радиоудлинитель (рис. 4), обеспечивающий требуемый темп передачи данных 57 кбит/с. Электропитание передатчика и подключенного к нему измерительного преобразователя ИКПЛ осуществляется от аккумулятора. Электропитание приемника радиоудлинителя осуществляется от мобильного компьютера по шине USB.

Следует учесть, что имеются и существенные ограничения, связанные с самим принципом работы измерителя ИКПЛ — необходимость обеспечения прижима ролика или самоцентрирующейся торцевой насадки к перемещающейся поверхности объекта. Требуется подготовка рабочих поверхностей — удаление смазки по всей длине дорожки качения, временный демонтаж масленок и т. п. В ряде случаев имеются конструктивные ограничения на возможность установки измерительного преобразователя.



Рис. 4. Применение радиоудлинителя в измерителе ИКПЛ-М3

Особо следует выделить проблемы, связанные с необходимостью проверки качества движения лифтов в соответствии с недавно введенными в Украине ДСТУ [1–3] — измерение уровня вибрации кабин лифтов в низкочастотной области и ударных воздействий одновременно по трем координатам в частотном диапазоне от 1 до 80 Гц. Пока это добровольная сертификация.

Для массовой проверки качества лифтов перспективным представляется применение бесконтактных методов измерений на основе обработки данных акселерометров. Во многих случаях регистрация параметров движения исследуемых объектов контактными методами сложна или невозможна в принципе, например, раскачивание подвижного состава ПКД под действием ветра.

Структурная схема экспериментального варианта инерциального измерительного преобразователя «ГРАВИК» на базе пьезоэлектрических акселерометров приведена на рис. 5, а. Три акселерометра (ДН-3-М1Т) закреплены таким образом, чтобы обеспечить измерение ускорений по трем взаимно-перпендикулярным направлениям. Имеется три измерительных канала и интерфейс с компьютером. При разработке входного усилителя для измерительного преобразователя «ГРАВИК» основными требованиями являлись: линейность амплитудно-частотной характеристики в низкочастотной области, предельно низкие уровень шумов и напряжение смещения. Используются прецизионные операционные усилители OP97 (Analog Devices, США), микроконтроллеры C8051F350 (Silabs, США) со встроенным 24-разрядным аналого-цифровым преобразователем, другие высокостабильные компоненты, специфические конструктивные решения.

При оценке качества движения кабины лифта измерительный преобразователь устанавливается на полу кабины (рис. 5, б). Ось Z измерительного преобразователя ориентируется вниз, ось X — па-

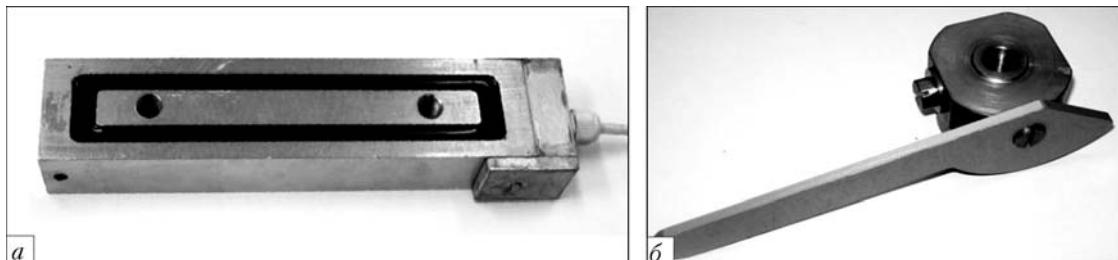


Рис. 3. Электромагнитный держатель (а) и держатель на постоянном магните (б)

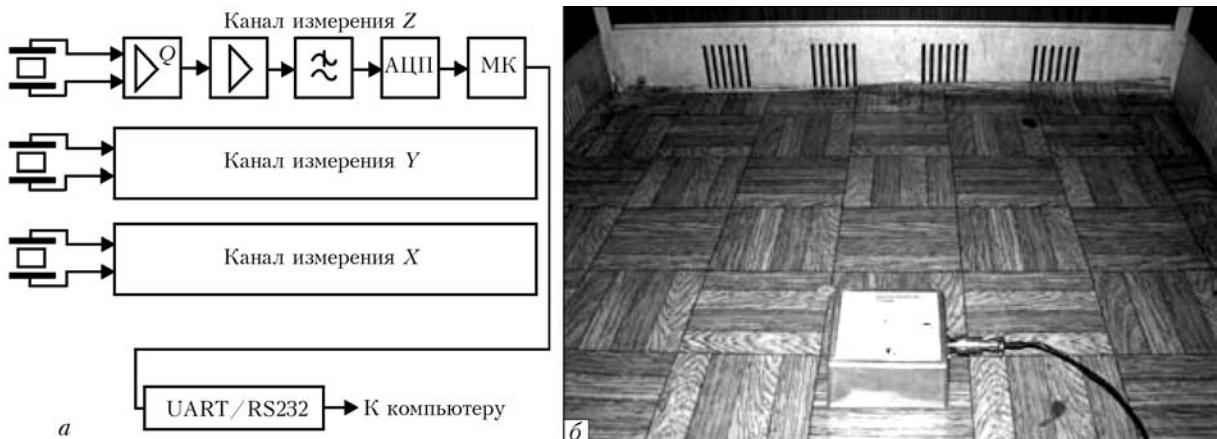


Рис. 5. Преобразователь «ГРАВИК»: а — структурная схема; б — выполнение измерений параметров движения кабины лифта

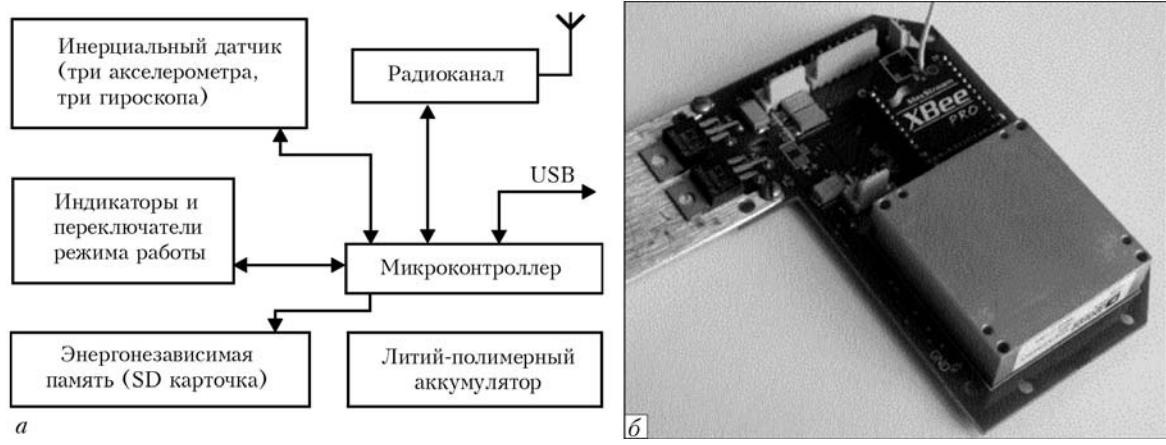


Рис. 6. Инерциальный регистратор параметров движения: а — структурная схема; б — электронный регистрирующий модуль

параллельно входной двери, ось Y — перпендикулярно двери. Регистрация результатов измерения производится на мобильный компьютер.

Для решения задачи измерения и регистрации параметров движения (ПД) объектов со сложной траекторией движения, например, различных аттракционов, выполнена разработка автономного инерциального регистратора (рис. 6). В качестве базы выбран новый датчик ADIS16375, выпускаемый фирмой «Analog Devices» с июля 2011 г. Это первый MEMS датчик, который фирма позиционирует для применения в средствах измерения. Датчик содержит три акселерометра и три гироскопа. Предусматривается работа регистратора в нескольких режимах: ожидание и прием команд по радиоканалу, измерение и запись ПД во внутреннюю энергонезависимую память, измерение и передача ПД в реальном времени по радиоканалу или по шине USB в мобильный компьютер, передача записанных ранее ПД по радиоканалу или по шине USB в мобильный компьютер. На мобильный компьютер устанавливается соответствующее программное обеспечение.

Внедрение результатов НИР. К середине 2012 г. лифтостроительным предприятиям, экспертным техническим центрам и обслуживающим организациям Украины поставлено два десятка измерителей ИКПЛ. ИПМЭ им. Г.Е. Пухова НАН Украины проводит техническое и гарантийное об-

служивание измерителей, сопровождение и совершенствование программного обеспечения, организует метрологическую аттестацию новых измерителей и периодическую метрологическую поверку в ГП «Укрметртестстандарт», осуществляет обучение методике измерений и регулярно участвует в проведении испытаний лифтов в г. Киеве. С конца 2011 г. измеритель ИКПЛ-М3 комплектуется новой версией программного обеспечения, в которой введены новые режимы работы на ПКД. В рамках программы поддержки и авторского сопровождения пользователей ИКПЛ проводится бесплатная рассылка новой версии программного обеспечения. В 2011 г. на измеритель ИКПЛ-М3 кроме свидетельства метрологической аттестации дополнительно получено свидетельство метрологической калибровки международного образца. Заинтересованность в заказе радиоудлинителей, магнитных держателей для ИКПЛ и автономных инерциальных регистраторов заявлены рядом экспертизно-технических центров. Поставки первых экземпляров инерциальных регистраторов планируются на вторую половину 2012 г.

1. ДСТУ ISO 2631-1:2004. Вібрація та удар механічні. Оцінка впливу загальної вібрації на людину. — Ч. 1. Загальні вимоги (ISO 2631-1:1997, IDT). — Держстандарт України, 2006.
2. ДСТУ ISO 2631-2:2004. Вібрація та удар механічні. Оцінювання впливу загальної вібрації на людину. —

- Ч. 2. Вібрація в будівлях (від 1 Гц до 80 Гц) (ISO 2631-2:2003, ІДТ). – Держстандарт України, 2006.
3. ДСТУ ISO 18738:2004. Ліфти (елеватори). Вимірювання параметрів якості руху ліфта (ISO 18738:2003, ІДТ). – Держстандарт України, 2006.
4. НПАОП 0.00-1.2-08. Правила устройства и безопасной эксплуатации лифтов.
5. Правила устройства и безопасной эксплуатации пассажирских подвесных канатных дорог (ППКД) ДНАОП 0.00-1.01-74. – М.: Металлургия, 1975.
6. Правила влаштування і безпечної експлуатації витягів буксирних канатних для гірськолижників. Затверджено Наказом Міністерства України з питань надзвичайних ситуацій та у справах захисту населення від наслідків Чорнобильської катастрофи 03.08.2006 № 499. Зареєстровано в Міністерстві юстиції України 28 серпня 2006 р. за № 1014 / 1288. НПАОП 92.0-1-01-06.
7. Порядок проведення огляду, випробування та експертного обстеження (технічного діагностування) машин, механізмів, устаткування підвищеної небезпеки, затвердженого Постановою Кабінету Міністрів України від 26.05.2004 № 687 (НПАОП 0.00-6.18-04).
8. Проект технического регламента Таможенного Союза «О безопасности аттракционов». – 201/_00/_TC. 06.12.2011 г.
9. Владимирский А.А. Разработка измерителя кинематических и динамических параметров лифтов ИКПМ-М3 / 36. наук. пр. – Вип. 46. – Киев: Ин-т проблем моделирования в энергетике НАН Украины, 2008. – С. 73–75.
10. Владимирский А.А. Разработка инерциального измерителя динамических параметров лифтов / 36. наук. пр. – Вип. 58. – Киев: Ин-т проблем моделирования в энергетике НАН Украины, 2011. – С. 24–29.

ПРОЕКТ 2.5

Розробка методології і апаратури оперативних комплексних обстежень підземних трубопроводів

УДК 538.3:550.372:620.1:621.643.2

МЕТОДОЛОГІЯ І АПАРАТУРА ОПЕРАТИВНИХ КОМПЛЕКСНИХ ОБСТЕЖЕНЬ ПІДЗЕМНИХ ТРУБОПРОВОДІВ

Р.М. ДЖАЛА, д-р техн. наук, Б.Я. ВЕРБЕНЕЦЬ, Я.Є. ПІДГІРНЯК, кандидати техн. наук,
М.І. МЕЛЬНИК, О.О. ЧЕРВІНКА, інженери (Фізико-механічний ін.-т ім. Г.В. Карпенка НАН України)

Розвинуто метод оперативних обстежень та визначення параметрів протикорозійного захисту сталевих з ізоляційним покривом підземних трубопроводів за комплексом безконтактних вимірювань струмів і контактної електрометрії. Показано нові можливості визначення розподілу густини струму катодного захисту та питомого перехідного опору на ділянках підземних трубопроводів під час експлуатації. Описано схеми та функціональні можливості створеної апаратури вимірювань постійних і змінних потенціалів електричного поля, безконтактних вимірювань струмів з електронною пам'яттю та приклади їх використання.

Ключові слова: трубопроводи підземні, метод безконтактних обстежень, неруйнівний контроль протикорозійного захисту, густина струму катодного захисту, електричні потенціали, перехідний опір ізоляційного покриття, вимірювальна апаратура

Підземні трубопроводи (ПТ) відіграють важливу роль у промисловості та житті суспільства і є важливим стратегічним чинником народного господарського комплексу держави. У різних регіонах світу налічують біля 2 млн км трубопроводів, якими транспортують газ, нафту, сировину і продукти хімічної промисловості. В Україні – понад 38,6 тис. км магістральних газопроводів, 4500 км нафтопроводів, 570 км аміакопроводів, 256 тис. км труб газових мереж. Використовують сталеві трубопроводи нафто- і газопромислові, продуктопроводи нафтогазової і хімічної промисловості, підземні водогони для населення, підприємств та зрошувальних систем. Крім цього діє розвинена мережа підземних кабелів для передачі електроенергії і

зв'язку. Впливи середовища призводять до корозійних пошкоджень трубопроводів та інших металевих конструкцій і споруд. Це спричинює втрати і перевої постачання транспортованих продуктів, забруднення довкілля, аварії і катастрофи; необхідні роботи і фінансові витрати на ліквідацію результатів аварій. Щоб запобігти незворотним корозійним пошкодженням потрібно вчасно і у відповідних місцях налагоджувати протикорозійний захист, що вимагає періодичних обстежень, виявлення небезпечних місць і ділянок [1, 2].

Основним чинником, що скороочує термін придатності до експлуатації підземних споруд є корозія металу, яка спричинює більше чверті аварій трубопроводів. З часом кількість корозійних пошкоджень зростає аж до непридатності споруди для подальшої експлуатації. Для підвищення надійності та продовження термінів експлуатації трубопроводів використовують комплексний протикорозійний захист (ПКЗ) ізоляційними покриттями і

катодною поляризацією [2]. Традиційно контроль стану ПКЗ ПТ проводять контактними методами і засобами [1, 2], які достатньо прості як по суті, так і в інструментальній реалізації. Проте їх продуктивність обмежується трудомісткістю і складністю забезпечення достатньої кількості надійних контактів вимірювальних електродів з трубою і землею. З фізичної точки зору в електрометрії використовують тільки частину інформації, що є в електричному полі. Магнітне ж поле найчастіше використовують лише для визначення розміщення трубопроводів [1, 3].

На основі теоретичних і експериментальних досліджень електромагнітного поля підземних струмопровідних комунікацій у ФМІ ім. Г.В. Карпенка НАН України розроблено нові способи і пристрой та виготовлено зразки приладів для безконтактних вимірювань струмів (БВС) [1, 3–8]. Застосування їх у реальних умовах підтвердило перспективність вибраного напряму. Безконтактні методи мають значні переваги порівняно з традиційними контактними методами. Проте вони потребують спеціальних засобів вимірювань і не мали широкого використання. Метою даної роботи є створення (на основі результатів проведених досліджень, розробок, натурних випробувань та практичного досвіду) ефективних методів і апаратури оперативних діагностичних обстежень і контролю стану ПКЗ для запобігання пошкоджень та продовження ресурсу трубопровідного транспорту.

Визначення густини постійної складової струму катодного захисту на ділянці ПТ. Сучасні електромагнітні безконтактні методи дають можливість вимірювання змінного струму, що протікає вздовж ПТ [1, 3]. Це дозволяє безпосередньо визначати витікання змінного струму на ділянці ПТ [3–8]. Проте змінний струм не захищає метал від корозії, а безконтактні вимірювання постійного струму ПТ ускладнені наявністю потужного магнітного поля Землі. Тому відомі методи мало придатні для прямого вимірювання постійного струму ПТ. Виникла задача розроблення нового методу визначення густини струму захисту від корозії ділянки ПТ шляхом вибору вимірюваних сигналів та алгоритму їх опрацювання з метою контролю розподілу витрат струму захисту від корозії.

Для вирішення поставленої задачі пропонуємо вимірювати значення J_1 та J_2 змінної компоненти струму, що протікає по трубопроводу на початку і кінці ділянки ПТ. Визначаємо довжину ділянки l . Додатково встановлюємо у ґрунт перший електрод M біля трубы (рис. 1) і другий електрод N на відстані x від ПТ. Міряємо постійну U_g та змінну V_g електричні напруги у ґрунті, густину струму захисту від корозії ПТ обчислюємо [5] за формулою

$$i_{pr} = \frac{|J_1 - J_2|}{S} \frac{U_g}{V_g}, \quad (1)$$

де S — площа поверхні ПТ на ділянці — обчислюють за діаметром трубопроводу d і довжиною l

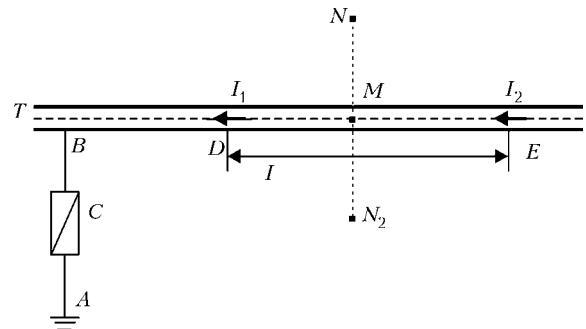


Рис. 1. Розміщення точок D і E безконтактних вимірювань струмів та електродів M і N контактних вимірювань електричних напруг для визначення густини струму захисту від корозії на ділянці підземного трубопроводу

ділянки $S = \pi d l$. За знаком постійної напруги U_g визначаємо напрям струму поляризації.

Фізичною основою запропонованого методу є наявність у випрямленому струмі захисту від корозії, який подають на ПТ від установки катодного захисту (УКЗ), постійної і змінних складових (гармонік) та пропорційність між напругою і струмом. Постійна i та змінна j складові струму УКЗ, що натікає з ґрунту в трубопровід на ділянці, створюють на поверхні землі між точками M і N постійну U_g і змінну V_g електричні напруги, пропорційні відповідним складовим струму $i/j = U_g/V_g$. Якщо трубопровід захищається гальванічним протектором, то для визначення густини струму за даним методом додатково струм на виході протектора модулюють змінним сигналом низької частоти (наприклад, 100 Гц).

Розроблений спосіб [5] призначений для визначення густини струму катодного захисту від корозії ПТ і може бути використаний при обстеженнях, неруйнівному контролі і налагодженні електрохімічного захисту (ЕХЗ) ПТ та інших струмопровідних комунікацій.

Визначення переходного опору захисного покриву на ділянці ПТ. Переходний питомий опір ізоляційного покриву ρ_{in} є основним показником, що характеризує стан захисного покриву на ділянці підземного трубопроводу [1, 2]. Його визначають відношенням різниці потенціалів на захисному покриві $\Delta E_{in}(V)$ до густини струму i_n (A/m^2), який протікає через покрив на цій ділянці.

$$\rho_{in} = \Delta E_{in}/i_n, \text{ Ом}\cdot\text{м}^2. \quad (2)$$

Падіння потенціалу на захисному покриві ПТ визначаємо за формулou

$$\Delta E_{in} = E_g + E_{pol} - E_n, \quad (3)$$

де E_n — вимірювана електрична напруга — потенціал ПТ відносно електрода, встановленого над ПТ [2] у точці M на ділянці n ; E_{pol} — поляризаційний потенціал трубопроводу на даній ділянці вимірюється відомим методом вимкнення УКЗ [1, 2].

Для спрощення процедури можна визначати E_{pol} за вимірами двох різниць потенціалів і змінних електричних напруг [1], що дає можливість

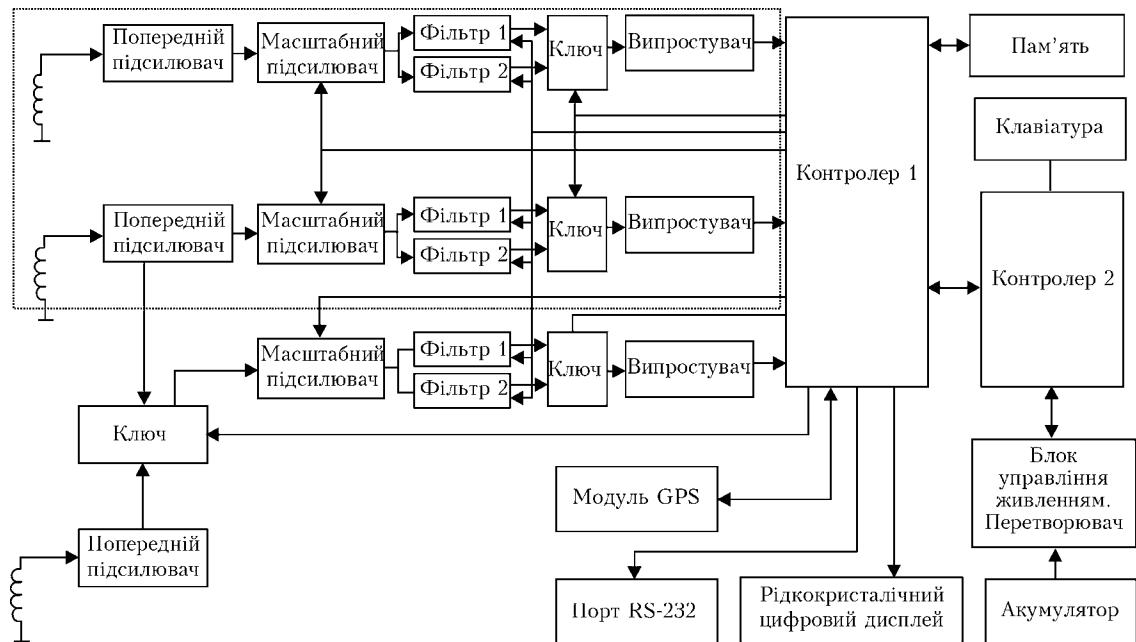


Рис. 2. Функціональна блок-схема апаратури БВС-2

виолучати омічну складову різниці потенціалів без відключення УКЗ.

Падіння потенціалу в ґрунті над ПТ E_g (між поверхнею труби і електродом порівняння, розміщеним над трубою в точці M) дорівнює різниці потенціалів E_x між точками M і N , якщо відстань x між цими точками [1] задовольняє умови:

$$\text{якщо } x = h \sqrt{2} \left(\frac{2h}{d} - 1 \right), \text{ то } E_g = E_x, \quad (4)$$

де h — глибина залягання трубопроводу з діаметром d .

Таке вимірювання [1] пропонуємо замість громіздкого розрахунку опору розтіканню струму в ґрунті [2].

Для визначення густини струму за формулою (1) віддалі між точками міряння струму l_n —

довжина ділянки ПТ, яку контролюють, має бути такою, щоб різниця між вимірами струму ΔJ_n була більшою від похиби ΔJ вимірювань струму: $\Delta J_n = |J_{n-1} - J_n| > \Delta J$. Якщо $\Delta J_n < \Delta J$, то це свідчить про дуже добрий стан ізоляційного покриву ПТ на даній ділянці і віддалі між точками міряння струму вздовж ПТ збільшуємо. За поганого стану ізоляції різниця вимірів струму ΔJ_n зростає і зону контролю l_n можна зменшувати до значення сумірного з глибиною h залягання ПТ. Це дає можливість уточнювати місце локального пошкодження ізоляційного покриву ПТ.

Для реалізації описаних методів у рамках даного проекту на основі попередніх досліджень розроблено апаратуру безконтактних БВС-2 і контактних ВПЗН оперативних комплексних обстежень ПТ. Розробляємо доповнення до нормативної документації.

Апаратура БВС-2 для безконтактних оперативних обстежень ПТ призначена для вимірювань струмів J_n і глибини h залягання підземних струмопроводів з автоматичним записом вимірів у електронну пам'ять для аналізу і документування.

Апаратура БВС-2 містить аналогові канали підсилення та мікроконтролери для цифрової обробки і управління (рис. 2). Є три аналогові канали, кожний з яких складається з індуктивного давача, підсилювача, двох смугових фільтрів на різні частоти, електронного ключа вибору частоти, детектора та згладжувального каскаду, сигналі з яких подаються на АЦП для переведення у цифрову форму та подальшої обробки. Фільтри забезпечують вибірковість корисного сигналу від завад в умовах роботи від поля струмів УКЗ або додаткового генератора сигналу. Передбачено два режими пошуку осі ПТ.

Апаратура працює в двох режимах — вимірювання з обробкою та записом даних і в режимі перегляду записаних у пам'яті даних. Перший мік-

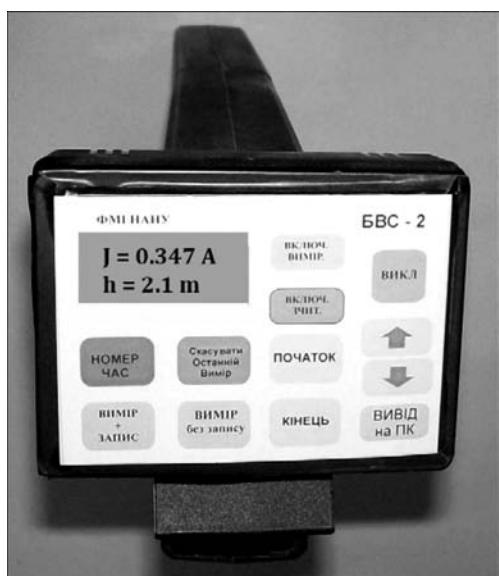


Рис. 3. Загальний вигляд апаратури безконтактних вимірювань струмів БВС-2

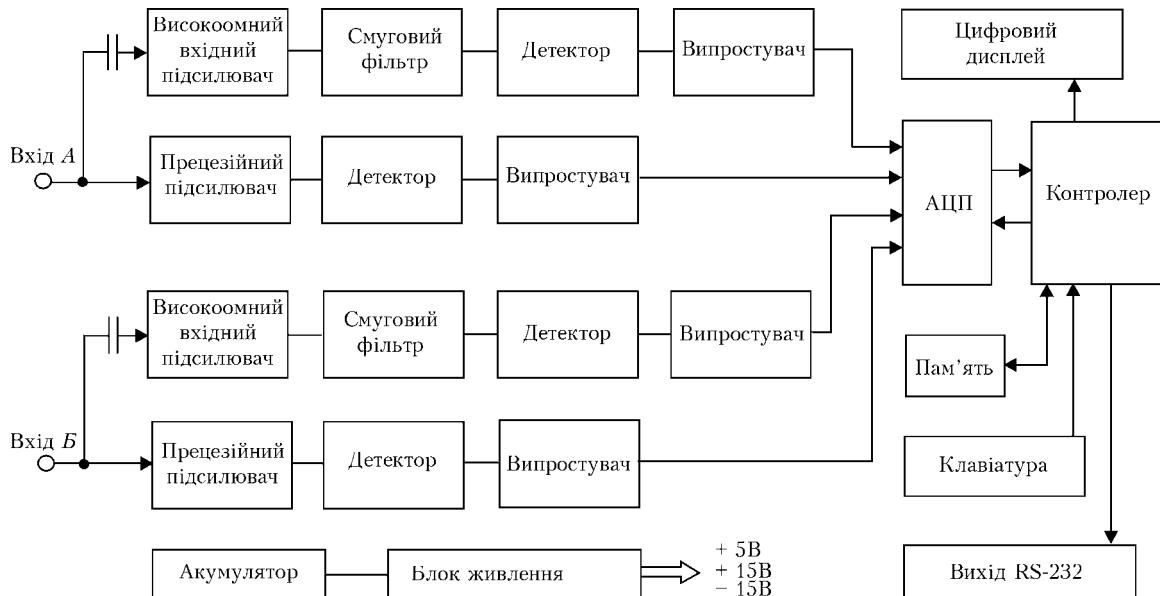


Рис. 4. Функціональна блок-схема вимірювача постійних і змінних електрических напруг ВПЗН

роконтролер містить три десятирозрядних АЦП і забезпечує автоматичне управління підсиленням у чотирьох діапазонах, вибором однієї з двох робочих частот, проводить розрахунок відстані до осі та струму в трубопроводі, запис та зчитування даних з пам'яті, виводить всю необхідну інформацію на рідкокристалічний цифровий дисплей. Інтерфейс для передачі даних у ПК для подальшої обробки та протоколовання. Ємність енергонезалежної пам'яті дозволяє записати та зберігати дані 1000 вимірювань з можливістю їх перегляду. Для фіксації місця і часу вимірювання введено модуль GPS, дані з якого також подаються у перший мікроконтроллер. Другий мікроконтролер керує роботою модуля живлення відповідно у режимах вимірювання та зчитування, контролює стан елементів живлення з автоматичним відключенням при повному розряді, забезпечує роботу клавіатури управління.

Живлення апаратури — від одного акумулятора 6 В. Передбачена зарядка від мережі 220 В, акумулятора 12 В, або від сонячних елементів. Передбачена підсвітка дисплея та клавіатури. Апаратура змонтована в пластиковому корпусі (рис. 3) і призначена для використання в польових умовах.

Порівняно з попередніми розробками БВС-2 має покращені технічні експлуатаційні характеристики. Зменшено (у 2 рази порівняно з БВС-1) рівень шумів, що дозволило розширити динамічний діапазон (4 діапазони міряння струму від одиниць міліампер до 100 А за глибину залягання ПТ до 8 м). Застосовано мікроконтролер типу PIC16F833 з більшим об'ємом програмної пам'яті та розширенним інтерфейсом. Введено дві робочі частоти, що дозволяє проводити обстеження ПТ як у зоні дії установки катодного захисту (УКЗ), так і з використанням власного спеціального генератора сигналів для роботи за відсутності УКЗ чи в умовах підвищених завад. Зменшено на 40 % рівень споживання, що збільшило час роботи приладу без дозарядки акумуляторів.

Вимірювач постійних потенціалів та змінних електрических напруг. Розроблена апаратура ВПЗН, призначена для вимірювань постійних і змінних електрических потенціалів за описаними вище методами. ВПЗН має два входи і чотири канали (рис. 4). Застосування мікроконтролера забезпечує можливість вибору робочої частоти, одночасний вивід усіх значень на рідкокристалічний цифровий дисплей, запис вимірюваних даних в електронну пам'ять, перегляд накопичених даних і передача їх у ПК.

Для виділення корисного сигналу введено сумогові фільтри на дві фіксовані частоти. Роботою ВПЗН керує мікроконтролер, до якого підключенні клавіатура, рідкокристалічний цифровий дисплей, енергонезалежна пам'ять, блок живлення з перетворювачем напруги та інтерфейс RS-232 для передачі даних у ПК. Діапазон вимірювань входних напруг вибирається мікроконтролером автоматично.

Розроблення фізичної моделі безконтактного вимірювача електричного поля ПТ. Для оперативних діагностичних обстежень ПТ актуальною є розробка вимірювача електричного поля у повітрі. Труднощі пов'язані з подоланням високого рівня завад. Розроблено фізичну модель вимірювача за методом синхронного детектування, містить у собі з'єднані послідовно електричну антenu, попередній підсилювач, суматор, сигнал з якого подається на синхронний детектор і фільтрується інтегруючим підсилювачем. Наявність квадратурних сигналів дає можливість побудувати вектор електричного поля. Фаза містить інформацію про електричні властивості середовища, що дає додаткову інформацію.

Використання створеної апаратури дає можливість проводити інтегральні, диференційні (рис. 5) і локальні обстеження і контроль параметрів ПКЗ ПТ [1, 3, 4, 6–8]. За час виконання проекту проведено натурні випробування БВС під час обстежень магістральних газопроводів УМГ «Львів-

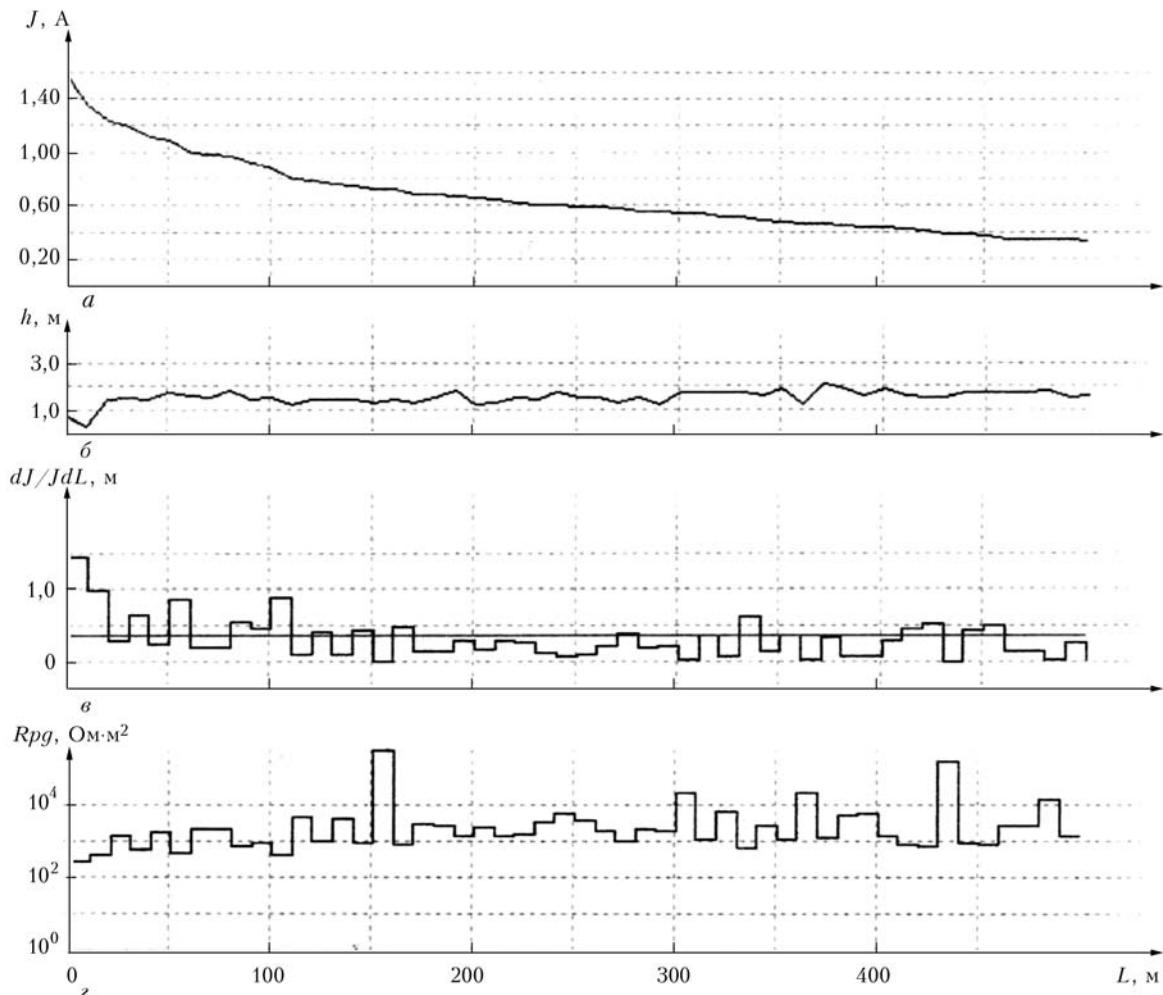


Рис. 5. Результати обстеження ділянки магістрального газопроводу Липники-Львів: розподіл вздовж траси сили струму J (а), глибини h залягання ПТ (б), відносні витрати струму dJ/JdL та рівень критичної витрати струму (перевищення якого вказує місця нездовільної ізоляції ПТ) (с), переходний опір «труба-земля» (д)

трансгаз», водогону ЛМКП «Львівводоканал», підземних водо- та газопровідних мереж. Типові результати БВС, які неможливо отримати контактними методами, опубліковані в роботах [3, 4, 6–9].

За результатами проведених досліджень, випробувань і використання БВС розроблено пропозиції змін і доповнень до ДСТУ 4219–2003 «Трубопроводи сталеві магістральні. Загальні вимоги до захисту від корозії» [10]. Запропоновано «Метод контролю стану захисного покриття за БВС на ділянці трубопроводу під час експлуатації» та Методи оперативного пошуку місць пошкоджень захисного покриття ПТ за розподілом струму між гілками трубопроводів і за критичними витратами (заниканням) струму вздовж трубопроводу.

Висновки

1. Запропоновано новий метод визначення розподілу густини струму катодного захисту за безконтактними вимірювачами змінної складової. Розроблено метод визначення переходного опору «труба-земля» та його компонент: переходного питомого опору ізоляції на ділянці ПТ під час експлуатації, питомого опору ґрунту, що оточує ПТ, опору по-

ляризації ПТ. Розроблено проект доповнень до нормативної документації.

2. Розроблено схеми і виготовлено зразки апаратури БВС-2 для оперативних безконтактних вимірювань струмів та ВПЗН вимірювань постійних і змінних електрических напруг з автоматичним записом вимірювань у електронній пам'яті. На основі синхронного детектування розроблено фізичну модель завадостійкого безконтактного вимірювача змінної компоненти електричного поля УКЗ ПТ.

3. Використання результатів проекту підвищує оперативність та інформативність обстежень і вирогідність результатів контролю і діагностики стану захисту від корозії для запобігання пошкоджень та продовження ресурсу ПТ, що транспортиують газ, нафту, воду, продукти хімічної промисловості.

- Джала Р.М. Основи обстеження і контролю корозійного стану підземних трубопроводів // Механіка руйнування та міцність матеріалів: Довідн. посібник / Під заг. ред. В.В. Панасюка. — Т. 11. Міцність і довговічність нафтогазових трубопроводів і резервуарів / Г.М. Никифорчин, С.Г. Поляков, В.А. Черватюк та ін. — Львів: Сполом, 2009. — С. 143–184.
- ДСТУ 4219–2003. Трубопроводи сталеві магістральні. Загальні вимоги до захисту від корозії. — К.: Держстандарт України, 2003. — 73 с.

3. Джала Р.М., Вербенець Б.Я. Електромагнітний метод і засоби безконтактних обстежень протикорозійного захисту підземних трубопроводів. // Фіз.-хім. механіка матеріалів. – 2011. – 47, № 2. – С. 117–125.
4. Джала Р., Вербенець Б., Джала В. Контроль протикорозійного захисту магістральних трубопроводів за БВС // Фіз.-хім. Механіка матеріалів. Спецвипуск № 8. – 2010. Т. 2. – С. 615–619.
5. Пат. UA 94798. МПК G01R 19/08, C23F 13/02. Способ визначення густини струму захисту від корозії на ділянці підземного трубопроводу / Р.М. Джала. – Введ. 2011; Бюл. № 11.
6. Технологія обстежень підземних трубопроводів з використанням безконтактних вимірювань струмів / Р.М. Джала, С.Ф. Савула, Б.Я. Вербенець та ін. // Методи та прилади контролю якості. – 2009. – № 22. – С. 22–27.
7. Контроль протикорозійного захисту підземних трубопроводів безконтактним методом / Р.М. Джала, Б.Я. Вербенець, О.Й. Винник та ін. // Розвідка та розробка на-
- фтових і газових родовищ. – 2011. – 41, № 4. – С. 21–25.
8. Безконтактний метод і апаратура для оперативних обстежень підземних трубопроводів / Р.М. Джала, Л.П. Дикмарова, Б.Я. Вербенець, П.М. Хлипняч / Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин: Зб. наук. ст. – К.: ІЕЗ ім. Є.О. Патона НАНУ, 2006. – С. 57–61.
9. Джала Р.М., Вербенець Б.Я., Винник О.Й. Основи, стан і перспективи використання безконтактного методу обстежень і контролю ПКЗ підземних трубопроводів // Актуальні питання застосування неруйнівного контролю для трубопровідного транспорту та інших відповідальних об'єктів. Тези доп. – Київ: ІЕЗ ім. Є.О. Патона, ДК «Укртрансгаз», 2012. – С. 73–74.
10. Пропозиція змін і доповнень до ДСТУ 4219–2003. Трубопроводи сталеві магістральні. Загальні вимоги до захисту від корозії. / Р. Джала, Б. Вербенець, О. Винник. – Львів: ФМІ НАН України, 2011. – 12 с.

ПРОЕКТ 2.6

Розроблення оптико-цифрового комплексу для мікродіагностики стану поверхні, деформацій та прихованих дефектів в елементах авіаконструкцій

УДК 620.179:681.7:539.375.5

ОПТИКО-ЦИФРОВИЙ КОМПЛЕКС ДЛЯ МІКРОДІАГНОСТИКИ СТАНУ ПОВЕРХНІ, ДЕФОРМАЦІЙ ТА ПРИХОВАНИХ ДЕФЕКТІВ У КОМПОЗИТНИХ ЕЛЕМЕНТАХ АВІАКОНСТРУКЦІЙ

Л.І. МУРАВСЬКИЙ, д-р. техн. наук, Т.І. ВОРОНЯК, канд. техн. наук, Я.Л. ІВАНИЦЬКИЙ, д-р. техн. наук,
О.Г. КУЦЬ, Г.І. ГАСЬКЕВИЧ, І.С. ГОЛИНСЬКИЙ, А.Р. ДРИМАЛИК, Б.Д. ІЛЬЧИШИН, інженери,
А.Б. КМЕТЬ, канд. техн. наук
(Фізико-механічний ін-т ім. Г.В. Карпенка НАН України)

Створено макет оптико-цифрового комплексу (ОЦК) для мікродіагностики стану поверхні, деформацій та прихованих дефектів у композитних елементах авіаконструкцій. Робота комплексу базується на визначенні полів переміщень і деформацій поверхонь композитних елементів і виявлення за цими полями прихованих дефектів за допомогою методів електронної спекл-інтерферометрії, цифрової кореляції спекл-зображень та фазозсувної двокривкою інтерферометрії. Для формування полів поверхневих деформацій в ОЦК використано системи дистанційного ультразвукового та теплового збудження. Розглянуто декілька алгоритмів, що розроблені для створеного комплексу. На прикладі реалізації алгоритму формування полів переміщень і деформацій поверхні методом різницевої електронної спекл-інтерферометрії показано можливість виявлення прихованих дефектів і розшарувань у зразках композитних матеріалів під дією ультразвукового і теплового збуджень.

Ключові слова: приховані дефекти, композитні матеріали, композитні елементи авіаконструкцій, поля переміщень поверхні, електронна спекл-інтерферометрія, ультразвукове збудження

Розроблення нових методів і систем для виявлення і локалізації внутрішніх розшарувань та інших прихованих дефектів у шаруватих композитах авіаційного призначення є однією з важливих задач неруйнівного контролю та технічної діагностики. Серед відомих методів, систем і пристрій виявлення прихованих дефектів методи і засоби спекл-метрології та фазозсувної інтерферометрії мають ряд переваг завдяки можливості одночасно-

го контролю великих ділянок досліджуваного композитного зразка чи елемента конструкції. Метод неруйнівного виявлення дефектів у армованих скловолокном та карбоновим волокном полімерних композитних елементах авіаконструкцій, що базується на різницевій електронній спекл-інтерферометрії (ЕСІ) у поєднанні з ультразвуковим (УЗ) і тепловим збудженнями, був продемонстрований у роботах [1–3]. У вказаних публікаціях були розглянуті також експериментальні макети для реалізації цього методу. Автори публікацій довели, що ЕСІ з УЗ збудженням підвищує достовірність виявлення внутрішніх дефектів у матеріа-

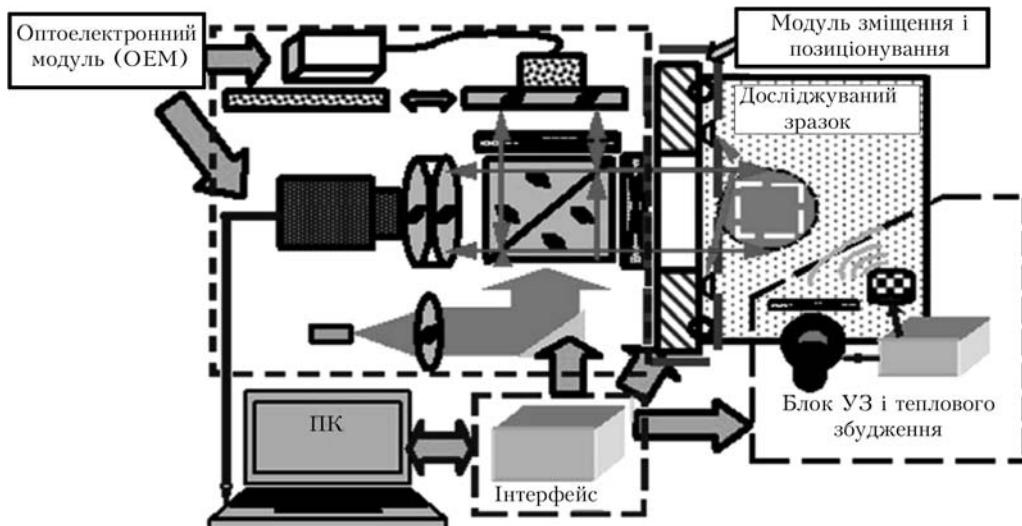


Рис. 1. Блок-схема ОЦК

лах і структурах. Однак у цьому методі УЗ збудження здійснювали за допомогою однієї заданої частоти УЗ-хвилі. Р. Fomitchov та інші [4] запропонували новий метод неруйнівного контролю для виявлення порушень адгезивних зв'язків у алюмінієвих тонколистових структурах, що містять два алюмінієві листи, склеєні між собою епоксидним клеєм. У цьому методі для виявлення таких порушень, зокрема відклеювань, використовували різні резонансні частоти УЗ збудження. Можливість виявити глибину розташування внутрішніх дефектів за допомогою ECI з використанням теплового збудження показана в роботах [2, 3].

Нами запропоновано комбінований метод виявлення прихованих дефектів, зокрема розшарувань та порушень адгезивних зв'язків у шаруватих композитах авіаційного призначення. Він базується на використанні ECI, цифрової кореляції спекл-зображеній (ЦКСЗ) та двокрокової фазозсувної інтерферометрії для визначення полів деформацій поверхні композиту під дією УЗ або теплового збудження. Метод дає змогу за інтерференційними смугами, що формуються в результаті оброблення спекл-інтерферограм поверхні до і після прикладання збудження, виявляти локальні розшарування в композитах. Для підвищення вірогідності виявлення внутрішніх розшарувань та інших прихованих дефектів запропоновано також використовувати ЦКСЗ, за допомогою якої можна визначати поперечні переміщення поверхні під дією збудження, а також двокрокову фазозсувну інтерфо-

метрію для визначення макрорельєфу гладкої поверхні і оцінювати її поздовжні деформації. На основі даного методу розроблено експериментальний макет оптико-цифрового комплексу (ОЦК) для мікродіагностики стану поверхні, деформацій та прихованих дефектів у композитних елементах авіаконструкцій, в тому числі і для виявлення внутрішніх розшарувань у шаруватих композитах авіаційного призначення. Комплекс є багатофункціональним і дає можливість реалізувати методи ECI, ЦКСЗ та фазозсувної інтерферометрії для виявлення прихованих дефектів у композитах під дією УЗ або теплового збудження. Виявлення дефектів у ОЦК базується на формуванні полів переміщень і деформацій шорстких поверхонь, а також реконструкції рельєфів дифузних і гладких поверхонь та полів їх переміщень. Подальший автоматичний і візуальний аналіз отриманих полів і поверхневих рельєфів дає змогу виявити приховані дефекти і розшарування. УЗ збудження у цьому комплексі є пріоритетним, оскільки воно забезпечує меншу часову інерційність у порівнянні з тепловим, завдяки чому швидкодія ОЦК за УЗ збудження є на два порядкивищою за його швидкодією під час теплового збудження. Проте останнє може дати кращі результати під час оцінювання міцності з'єднань і визначення положення і глибини розшарувань [2, 3].

Блок-схема експериментального макета ОЦК наведена на рис. 1. ОЦК містить оптоелектронний модуль (оптичну головку), побудований за схемою інтерферометра Тваймана–Гріна, з фазозсувним елементом, прикріпленим до опорного дзеркала. Оптична головка формує спекл-інтерферограми, інтерферограми з фазовим зсувом та спекл-зображення ділянки поверхні досліджуваного зразка розміром 24×24 мм, які реєструються ПЗЗ-камерою. Зареєстровані зображення перетворюються у цифрові і запам'ятовуються у ПК. Оптична головка кріпиться до пристрою переміщення та позиціонування (ППП). Якщо ОЦК розміщують на досліджуваному елементі конструкції літака, то

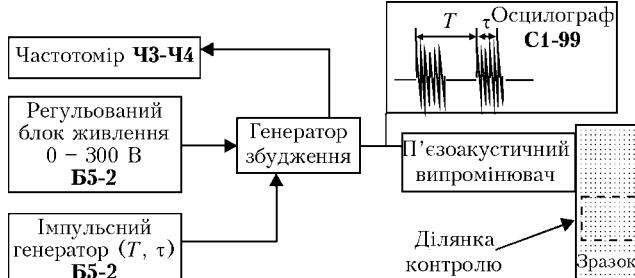


Рис. 2. Блок-схема електронного вузла генерації УЗ збудження

ППП переміщує оптичну головку в двох взаємно перпендикулярних напрямках. Область, що аналізується під час переміщення оптичної головки за допомогою ППП без додаткового його переміщення, рівна 120×120 мм. ОЦК містить також блок ультразвукового та теплового збудження, причому передні фронти сигналів збудження синхронізовано з моментами початку реєстрації зображення.

Блок-схема електронного вузла генерації УЗ хвиль наведена на рис. 2. Вузол забезпечує частоту генерації УЗ випромінювання в межах 30–100 кГц; неперервний та імпульсний режими генерації УЗ імпульсів зі зміною тривалості $\tau = 10\text{--}15$ мкс та інтервалу $T = 0,5\text{--}1$ с між ними.

Для забезпечення усіх можливих режимів роботи ОЦК було розроблено п'ять алгоритмів виявлення прихованих дефектів і, зокрема, внутрішніх розшарувань і розклєювань в композитних матеріалах. Алгоритми були побудовані на основі таких методів спекл-метрології і фазозсувної інтерферометрії:

- різницева ECI (алгоритм 1);
- комбінований метод різницевої ECI і ЦКС3 (алгоритм 2);
- фазозсувна двокрокова ECI з довільним фазовим зсувом опорного променя [5] (алгоритм 3);
- комбінований метод фазозсувної двокрокової ECI і ЦКС3 [6] (алгоритм 4);
- фазозсувна двокрокова лазерна інтерферометрія з довільним фазовим зсувом опорного променя [7] (алгоритм 5).

Алгоритм роботи ОЦК для виявлення прихованих дефектів методом різницевої ECI (алгоритм 1) наведений на рис. 3.

Дослідження, проведені зі зразками шаруватих композитів у режимі функціонування ОЦК за ал-

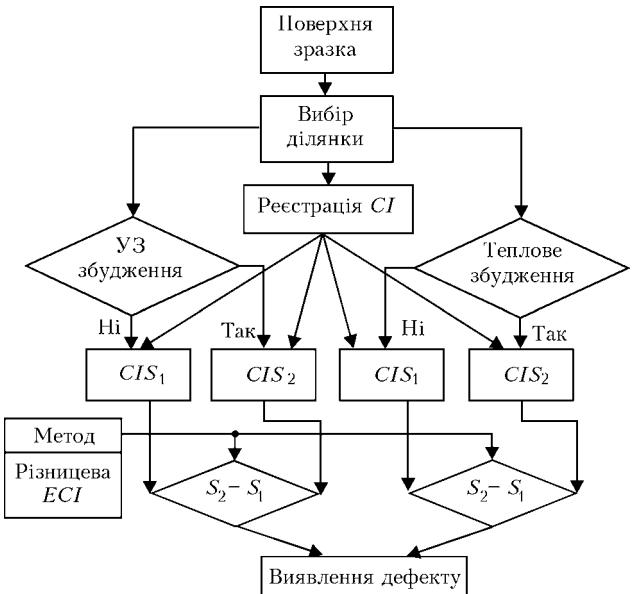


Рис. 3. Алгоритм виявлення прихованих дефектів методом різницевої ECI: CI S_1 — спекл-інтерферограма S_1 ділянки поверхні без будь-якого збудження зразка композиту; CI S_2 — спекл-інтерферограма S_2 ділянки поверхні, зареєстрована під час УЗ або теплового збудження; $S_2 - S_1$ — різницева картина кореляційних смуг (спеклограмма)

гориттом 1 з використанням як УЗ, так і теплового збудження, продемонстрували здатність системи вирішувати задачі виявлення і локалізації внутрішніх розшарувань та розклєювань. Згідно з наведеним на рис. 3 алгоритмом, реєстрували першу спекл-інтерферограму (CI S_1) ділянки поверхні досліджуваного зразка до збудження і другу спекл-інтерферограму (CI S_2) цієї самої ділянки під час збудження зразка, після чого, віднімаючи від першої CI S_1 другу CI S_2 , формували картини кореляційних смуг. Приклад кореляційних смуг,

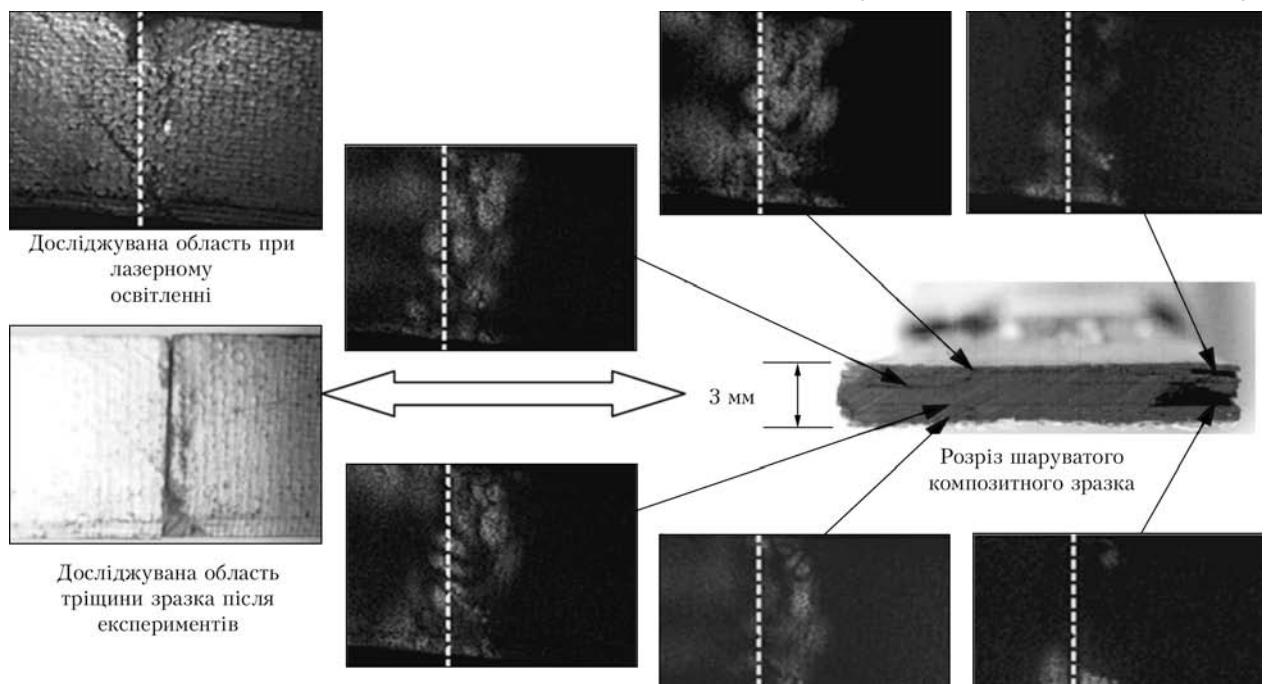


Рис. 4. Експериментальні результати виявлення внутрішніх розшарувань у шаруватому композитному зразку у режимі функціонування ОЦК за алгоритмом 1 з ультразвуковим збудженням. Картини кореляційних смуг відповідають шарам композиту, вказаним стрілками. Вертикальні штрихові лінії показують місце розрізу зразка після експерименту

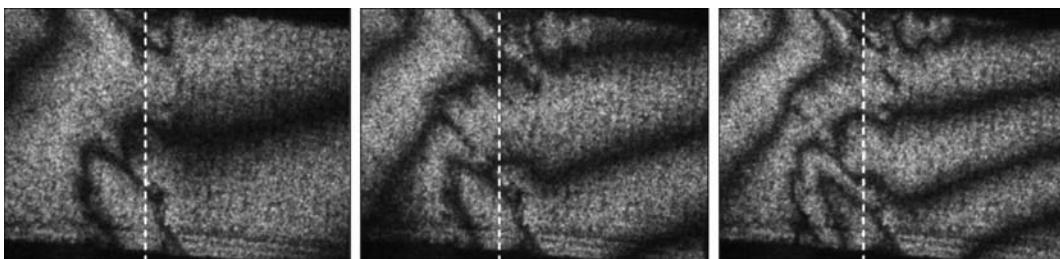


Рис. 5. Різницеві інтерференційні картини досліджуваної ділянки поверхні шаруватого композиту за теплового збудження. Вертикальні штрихові лінії показують розташування лінії розрізу зразка після експерименту

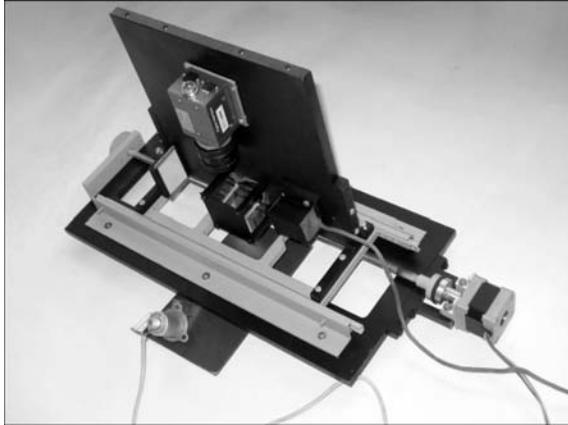


Рис. 6. Загальний вигляд експериментального макета оптико-цифрового комплексу для мікродіагностики стану поверхні, деформацій та прихованих дефектів в елементах авіаконструкцій

отриманих під дією УЗ збудження для виявлення внутрішніх розшарувань біля механічних пошкоджень у зразку композита з товщиною 3 мм, наведено на рис. 4. З рисунка видно, що розшарування візуалізуються як світлі ділянки зображення, тобто світлі плями, оточені темним фоном. Площі цих ділянок відповідають площинам відповідних розшарувань, які можна легко обчислити. Як показує наведений на рис. 4 переріз досліджуваного композитного зразка, який було розрізано після проведення експериментів, товщина розшарувань, зареєстрованих цим методом, змінюється у діапазоні від декількох десятків мкм до 1 мм.

Теплове збудження для отримання кореляційних смуг тієї ж ділянки поверхні шаруватого композитного зразка може бути здійснене безпосередньо після ультразвукового збудження. Хоча це збудження є інерційним у порівнянні з ультразвуковим, отримані картини мають перевагу, якщо оцінювати міцність з'єднання. Для такого оцінювання використовували відношення обчислених у різних місцях густин смуг, яке можна вважати однією з характеристик локальних напружень. Цю характеристику можна порівнювати з локальними напруженнями, необхідними для роз'єднання сусідніх шарів, і коефіцієнтом концентрації напружень. Крім того, застосування низькочастотної модуляції теплового збудження дасть змогу оцінити глибину розташування розшарувань та розклеювань. Приклади кореляційних смуг тієї самої ділянки поверхні досліджуваного зразка, отриманих під час теплового збудження, показані на рис. 5.

Чутливість визначення міцності з'єднань може суттєво підвищитись, якщо поєднати різницеву або фазозсувну ЕСІ та ЦКСЗ. У цьому випадку відношення градієнтів локальних деформацій у різних місцях поля переміщень тієї ж ділянки поверхні можна використовувати як характеристику локального напруження.

Під час реалізації алгоритму 1 швидкість вимірювань залежить від частоти кадрів цифрової камери, що використовується, і швидкодії ПК. На даний момент часу експериментальний макет ОЦК здатний формувати картини кореляційних смуг, отримані шляхом віднімання двох спекл-інтерферограм, зі швидкістю, рівною приблизно 1 кадр/с. Цю швидкість можна підвищити до 2 кадрів/с без використання спеціального обладнання. Отже, якщо вибрати поле зору оптичної головки ОЦС, що захоплює зображення ділянки поверхні досліджуваного зразка розмірами 24×24 мм, і взяти до уваги час, необхідний для розташування оптичної головки в іншому положенні, то ділянка площею 120×120 мм може бути проаналізована приблизно за 1 хв, якщо використовувати лише УЗ збудження. Додаткове використання теплового збудження буде вимагати у декілька десятків разів більше часу. Відтворення поля переміщень ділянки шорсткої поверхні, рівної 24×24 мм, за методикою фазозсувної ЕСІ з використанням УЗ збудження або ділянки гладкої і навіть дифузної поверхні тих же розмірів за методикою фазозсувної лазерної інтерферометрії зараз вимагає приблизно трьох хвилин через низьку якість наявного фазозсувного пристрою. Використання високоякісного фазозсувного пристрою значно збільшить швидкодію ОЦС під час відтворення поля поверхневих переміщень чи рельєфу поверхні (приблизно в 10 разів).

Створена ОЦС може використовуватися в авіата машинобудуванні для мікродіагностики напружень і внутрішніх дефектів в композитних і металево-композитних конструкційних елементах без застосування контактних засобів прикладання механічних навантажень.

На рис. 6 представлена загальний вигляд експериментального макета оптико-цифрового комплексу.

1. Gerhard H., Busse G. Deformation-measurement with speckle-interferometry by ultrasound excitation // 8th ECNDT Proceedings. – 2002. – 8, № 2.
2. Gerhard H., Busse G. Two new techniques to improve interferometric deformation-measurement: Lockin and Ultrasound excited Speckle-Interferometry // Proc. Fringe 2005

- / Ed. W. Osten. — Springer-Verlag Berlin: 2005. — P. 530–538.
3. Mennner P., Gerhard H., Busse G. Lock-in-interferometry: principle and applications in NDE // J. of Mechanical Eng. — 2011. — **57**, № 3. — 183–191.
 4. Fomitchov P., Wang L.-S., Krishnaswamy S. Advanced image-processing techniques for automatic nondestructive evaluation of adhesively-bonded structures using speckle interferometry // J. Nondestr. Eval. — 1997. — **16**, № 4. — P. 215–227.
 5. Voronyak T.I., Kmet' A.B., Murav's'kyi L.I. Determination of the 3D fields of displacements by the method of phase-shifting speckle interferometry // Materials Science. — 2009. — **45**, № 3. — P. 372–377.
 6. Електронна спекл-інтерферометрія та спекл-кореляція для визначення просторових полів мікропереміщень поверхонь / Т. Вороняк, А. Кметь, О. Максименко, Л. Муравський // Електроніка та інформаційні технології. — 2011. — Вип. 1. — С. 156–165.
 7. Two-frame phase-shifting interferometry for retrieval of smooth surface and its displacements / L.I. Muravsky, O.P. Ostash, A.B. Kmet', T.I. Voronyak, I.M. Andreiko // Opt. Lasers Eng. — 2011. — **49**, № 3. — P. 305–312.

ПРОЕКТ 2.7

Розробка системи безперервного акустико-емісійного контролю та діагностування технологічних трубопровідів, що працюють при підвищених параметрах тиску і температур

УДК 621.19.14

РОЗРОБКА ТА ВІДПРАЦЮВАННЯ НА ПІДПРИЄМСТВІ СИСТЕМИ БЕЗПЕРЕВНОГО АКУСТИКО-ЕМІСІЙНОГО ДІАГНОСТУВАННЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ ТРУБОПРОВОДІВ, ЩО ПРАЦЮЮТЬ ПРИ ПІДВИЩЕНИХ ПАРАМЕТРАХ ТИСКУ І ТЕМПЕРАТУР

А.Я. НЕДОСЄКА, С.А. НЕДОСЄКА, доктора техн. наук, А.А. ГРУЗД, М.А. ЯРЕМЕНКО, кандидати техн. наук,
М.А. ОВСІЄНКО, інж.

(Ін-т електrozварювання ім. Є.О. Патона НАН України)

Розглядаються особливості розробки та впровадження технології безперервного акустико-емісійного моніторингу на високотемпературних трубопроводах цеху виробництва аміаку Одеського припортового заводу

Ключові слова: АЕ діагностування, моніторинг, прогноз руйнівного навантаження, високотемпературні випробування, хвилеводи

Область використання акустико-емісійного (АЕ) методу поступово розширяється на промислові виробництва, на яких умови експлуатації конструкцій і технологічного обладнання надзвичайно різноманітні, температури можуть змінюватися в діапазоні від кріогенних до дуже високих. Досвід ІЕЗ ім. Є.О. Патона в застосуванні методу АЕ для визначення стану об'єктів, що працюють при низьких і нормальніх температурах [1], показав, що методичні труднощі, пов'язані з установкою датчиків АЕ, проведением вимірювань і оцінкою їх результатів, можуть бути ефективно подолані. Зокрема, про це свідчить використання безперервного АЕ моніторингу на ізотермічних резервуарах для зберігання рідкого аміаку [2].

Відомо, що високі температури по-різному впливають на міцністні властивості різних металів

[3–5]. Відповідно, АЕ при навантаженні цих металів також може істотно відрізнятися. Дослідження в лабораторних умовах АЕ характеристик матеріалів при високих температурах є необхідним етапом при переході до періодичного, а потім безперервного моніторингу об'єктів хімічних виробництв, оскільки на його основі створюється методика контролю і нормативні матеріали, що потім передаються підприємствам, які їх застосовуватимуть.

Метою створення універсальної системи безперервного АЕ моніторингу для роботи в умовах цеху виробництва аміаку Одеського припортового заводу (ОПЗ) є забезпечення надійного, безперебійного, постійного контролю об'єктів різного типу: посудин тиску, трубопроводів, турбоагрегатів і т. п., що працюють у високотемпературних режимах. Широке використання на підприємстві металоконструкцій та складного технологічного обладнання, що працюють при температурах 560 °C і вище і при цьому малодоступні для застосування

традиційних методів неруйнівного контролю, показує, що розробка засобів АЕ діагностування є потужним шляхом забезпечення їх довгочасної безпечної експлуатації [6].

Згідно з розробленим у 2010 р. технічним завданням, був виготовлений та відпрацьований на підприємстві діючий експериментальний зразок АЕ обладнання та програм для постійного безперервного моніторингу трубопроводів цеху виробництва аміаку № 2, що працюють в умовах підвищеного тиску та температур (рис. 1).

Попередньо були вивчені особливості, характерні для процесу деформування і руйнування ряду сталей при високих температурах, виникнення супутньої цьому процесу АЕ [7]. Розроблений випробувальний стенд, вибрані зразки і методика випробувань забезпечили отримання АЕ характеристик конструкційних сталей в умовах високотемпературного навантаження, необхідних для оцінки і прогнозування стану матеріалу.

Для високотемпературних випробувань матеріалів використовували стандартні круглі зразки на статичне розтягування та спеціально розроблені захвати з хвилеводами, в результаті чого вдалося досягти рівня температури захватів близько 60–80 °C і використовувати при вимірюванні АЕ стандартні, а не високотемпературні датчики.

Основні результати проведених високотемпературних випробувань наступні:

- встановлена зміна акустичних характеристик досліджених матеріалів при підвищенні нагріву робочої частини зразка понад 350 °C. Нагрівання призводить до зменшення амплітуд тестових сигналів і швидкості АЕ в матеріалі;
- стан об'єктів, що працюють при високих температурах, може бути оцінений за допомогою методу АЕ для більшості досліджених класів матеріалів;
- матеріал без дефектів або з низькою їх кількістю з погляду проведення АЕ випробувань менш інформативний при високих температурах. Для визначення стану об'єктів контролю потрібна ви-

сока чутливість вимірювальної апаратури і спеціальна методика вимірювань;

- для матеріалу об'єктів, в яких присутні концентратори напружень, зварні з'єднання або суттєво розвинені дефекти, АЕ випробування можуть бути проведені з використанням стандартних методик;

- при температурах, що перевищують 500 °C, актуальну проблему є забезпечення роботи датчиків АЕ, у зв'язку з цим доцільним представляється використання спеціальних хвилеводів, що знижують температуру робочої ділянки датчиків;

- виконуваний при високих температурах системою ЕМА-3 прогноз руйнівного навантаження за даними АЕ залежить від об'єму одержуваної інформації. У тих випадках, коли її недостатньо для прийняття рішення щодо стану об'єкта контролю, слід використовувати спеціальні прийоми, зокрема перехід від локації джерел АЕ до зонного контролю.

Позитивні результати проведених експериментів дозволили перейти до розробки спеціальної системи безперервного АЕ моніторингу обладнання ОПЗ, що працює при високих температурах. Експериментальний зразок АЕ обладнання та програм для постійного безперервного моніторингу трубопроводів цеху виробництва аміаку № 2, згідно з розробленим технічним завданням (рис. 2), складається з наступних основних компонентів: датчики АЕ з вбудованим або виносним попереднім підсилювачем, що забезпечують роботу з високотемпературними об'єктами контролю; кабелі від датчиків АЕ до підсилювачів іскрозахищені, що забезпечують роботу з високотемпературними об'єктами контролю; підсилювачі вибухопожежозахищені; кабелі від підсилювачів до вимірювальних блоків іскрозахищені, що забезпечують роботу з високотемпературними об'єктами контролю; пристрій для введення аналогових низькочастотних (НЧ) параметрів до вимірювальних блоків; вимірювальні блоки з мережевими картами Ethernet, що забезпечують підключення мережевого кабелю типу «вита пара» або оптоволоконного; програмне забезпечення вимірювальних блоків; літи вибухопожежобезпечні корпуси (з джерелом живлення 220 В та акумуляторами безперебійної роботи), оснащені системою клімат-контролю, для розміщення вимірювальних блоків; прилади мережевої комутації Switch або Hub промислового виконання; мережеві кабелі (оптоволоконні або «вита пара» з повторювачами) для з'єднання вимірювальних блоків з керуючим комп'ютером; керуючі комп'ютери-сервери, оснащені кожний двома мережевими картами Ethernet; програмне забезпечення керуючих комп'ютерів-серверів; мережеві кабелі (оптоволоконні або «вита пара» з повторювачами) для з'єднання керуючого комп'ютера з сервером обробки даних; комп'ютер-сервер обробки даних і прийняття рішення, оснащений мережевою картою Ethernet (один для декількох систем



Рис. 1. Загальний вигляд цеху виробництва аміаку ОПЗ № 2

моніторингу); програмне забезпечення керуючого комп’ютера-сервера обробки даних; комп’ютери оператора, оснащені мережевою картою Ethernet (один для декількох систем моніторингу); програмне забезпечення комп’ютера оператора; спеціальні матеріали, клейові суміші, елементи кріплення, призначенні для монтажу та ізоляції датчиків, кріплення кабелів, зборки системи.

Програмне налаштування параметрів системи забезпечує вимикання-вимикання окремих каналів АЕ, об’єднання їх у локальну антenu або незалежну роботу; регулювання максимальної тривалості різниці часів приходу (РЧП) сигналу на датчики АЕ в залежності від геометрії розташування датчиків та інших чинників; формування подій АЕ за результатами спрацювання декількох каналів АЕ для різних типів локації; регулювання стробу для визначення часу після початку події АЕ, коли наступні події АЕ не формуються, для кожної локаційної антени АЕ; визначення швидкості звукової хвилі в матеріалі для кожної локаційної антени АЕ; налаштування порогів дискримінації і коефіцієнтів підсилення для кожної локаційної антени АЕ; тарування низькочастотних параметрів, вибір тарувальної кривої і коефіцієнтів; співставлення вимірюваних НЧ параметрів локаційним антенам; налаштування зони контролю для кожної локаційної антени АЕ; налаштування параметрів кластеризації подій АЕ.

Програмне забезпечення вимірювальних блоків АЕ забезпечує вимірювання параметрів АЕ та НЧ у режимі реального часу; можливість роботи без підключення дисплею; відображення на екрані комп’ютера процесу вимірювання у реальному часі; доступ до управління вимірюваннями і результатів вимірювань за протоколом TCP/IP; інформування керуючого сервера про готовність до вимірювань; автоматичний переzapуск і приведення у готовність до роботи при апаратних і програмних збоях.

Програмне забезпечення керуючого сервера забезпечує тестовий контроль дієздатності системи за допомогою вбудованого генератора акустичних сигналів; налаштування параметрів системи та вимірювань; збереження даних налаштувань у вигляді файлів; відлік часу від початку вимірювання; налаштування параметрів вимірювань та локації у режимі реального часу; відображення на екрані комп’ютера ходу вимірювань у режимі реального часу; відображення на екрані комп’ютера координат дефектів, що розвиваються; відображення на екрані низькочастотних параметрів, що характеризують стан об’єктів контролю у режимі реального часу; оцінку небезпеки стану об’єктів контролю (прогноз руйнівного навантаження) та генерування попереджень про небезпеку у режимі реального часу; збереження попереджень про небезпеку у вигляді файлів; збереження результатів вимірювань у вигляді файлів; комп’ютерне повторення проведених вимірювань; аналіз записаної інформації у вигляді таблиць та графіків; можливість

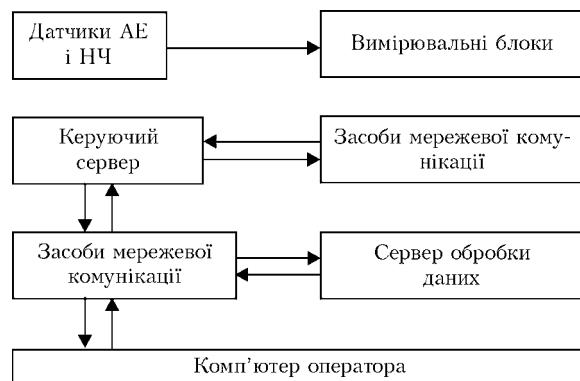


Рис. 2. Структурна схема системи АЕ моніторингу

повністю автономної роботи у режимі безперервного моніторингу без участі оператора; самовідновлення при апаратних і програмних збоях; вбудовану систему електронної довідки.

Хвилеводи і матеріали кріплення датчиків АЕ забезпечують розташування та функціонування датчиків АЕ в умовах експлуатації об’єктів контролю при підвищених температурах. Матеріал для хвилеводу підбирають з умови відповідності його хімічного складу матеріалу контролюваного об’єкта і забезпечення якісного приварювання до корпусу об’єкта. Геометричні розміри хвилеводу розраховують для забезпечення допустимих температур експлуатації датчиків АЕ не вище 70 °C. Матеріали кріплення датчиків АЕ забезпечують їх довгочасне утримання на корпусі об’єкта контролю та хвилеводі, а також передачу сигналів АЕ без спотворення. Цим вимогам задовільняють, як показують проведені дослідження, клей та герметики високотемпературного кріплення виробництва компанії «Loctite» ряду: 406, 454, 5920, 7063, 5399. На рис. 3 приведена схема одного з трубопроводів, що контролюється методом АЕ.

На рис. 4 наведені фото деяких встановлених на трубопроводах датчиків змонтованої системи АЕ контролю, що працюють в умовах підвищеного тиску та температур.

Розроблено дослідний варіант програми контролю трубопроводів, алгоритми введені до про-

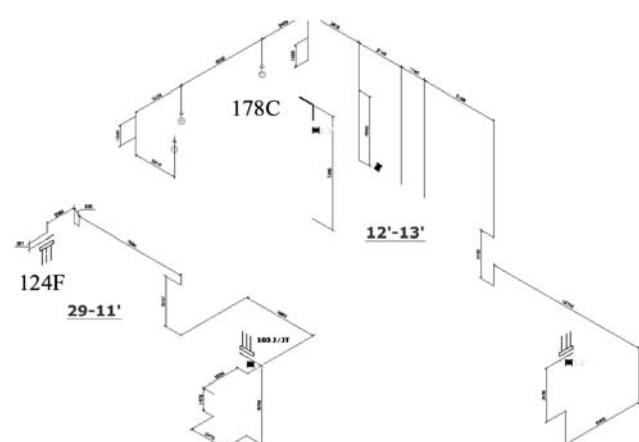


Рис. 3. Трубопровід з встановленими датчиками АЕ для проведення АЕ контролю

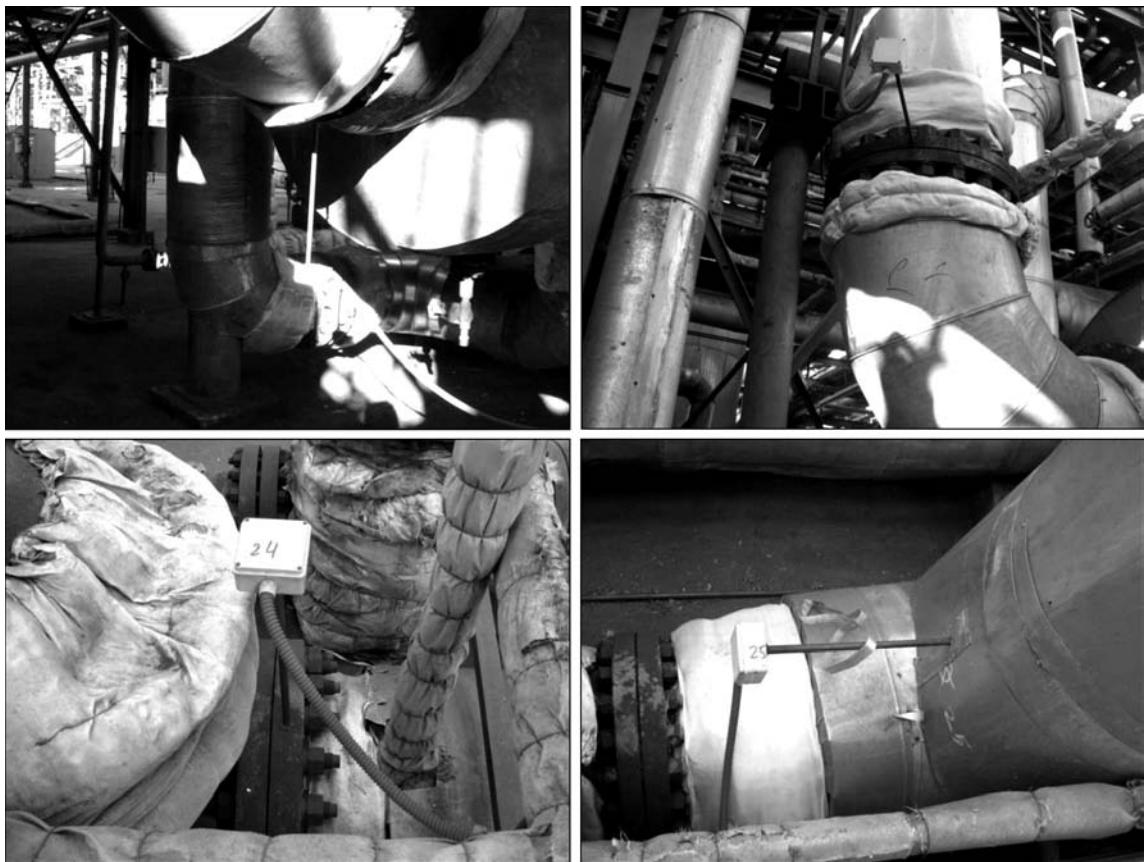


Рис. 4. Цех виробництва аміаку ОПЗ №2. Фото датчиків на об'єктах контролю після встановлення їх на хвилеводах

грамного забезпечення (ПЗ) системи ЕМА-3.9 та проходять тестування на виробництві.

Для підвищення точності локації створено новий алгоритм, що дозволяє вільно формувати події з усіх даних про спрацювання датчиків з наступним вибором тих, які потрібні при розрахунку координат подій [8]. Створено алгоритм кластеризації, в якому можна вибрати будь-яку комбінацію наступних ознак: координата, амплітуда, час наростання, тривалість, число осциляцій, швидкість, частота, енергія, рівень шуму. Це дає можливість більш детальної класифікації виявлених дефектів та аналізу АЕ інформації в цілому. Отримані події АЕ можна фільтрувати за тими ж ознаками, за якими проводиться їх кластеризація. Спільне використання декількох смуг фільтрації забезпечує ефективніше відбраковування технологічних шумів. Локація на основі матриці часових затримок дозволяє мінімізувати помилки і виключити по-трапляння координат подій в недопустиму область. Додана можливість налаштування коефіцієнтів і тарувальних функцій безпосередньо в процесі вимірювань, а також можливість введення поточного значення низькочастотних параметрів і зворотньої їх екстраполяції в процесі проведення вимірювань. Майстер налаштувань і вікно точного налаштування містять новий інтерфейс із загальною таблицею для введення параметрів кластеризації і фільтрування. Програму можна викликати з командної строки з ім'ям оброблюваного файлу і ключем /close. Дані обробки, в тому числі ре-

зультати прогнозу руйнування, будуть збережені у файлі XML.

Розроблені алгоритми для програми ЕМА-3.9 були відпрацьовані у лабораторних умовах та частково на об'єктах контролю підприємства ОПЗ.

Для зручності роботи необхідно було забезпечити відображення на екрані локації всіх об'єктів контролю одночасно. На рис. 5, а показано вікно програми ЕМА-3.9 з одночасним відображенням двох лінійних локаційних антен, перша з яких складається з датчиків 1–4, друга 9–12. Антени відображуються поряд, разом з коректно визначеними координатами джерел АЕ та результатами кластеризації (активна антена № 1 виділена у рамці). Okремі результати перевірки ефективності алгоритмів локації джерел АЕ при нерівномірному розташуванні датчиків з використанням імітаторів наведені на рис. 5, б, в.

Підкреслимо достатню складність процедури обробки АЕ інформації, необхідної для відбраковування помилкових даних, формування подій, підготовки для розрахунку координат джерел АЕ і подальшого прогнозування стану матеріалу. Нова модифікація ПЗ систем ЕМА має можливості довільного формування кластерів за однією або декількома вибраними ознаками, з розрахунком координат такоого кластера.

Для випробуваних зразків проведені дослідження нових алгоритмів кластеризації та фільтрації АЕ сигналів за різними параметрами. Усього для різних конфігурацій локаційних АЕ антен, у

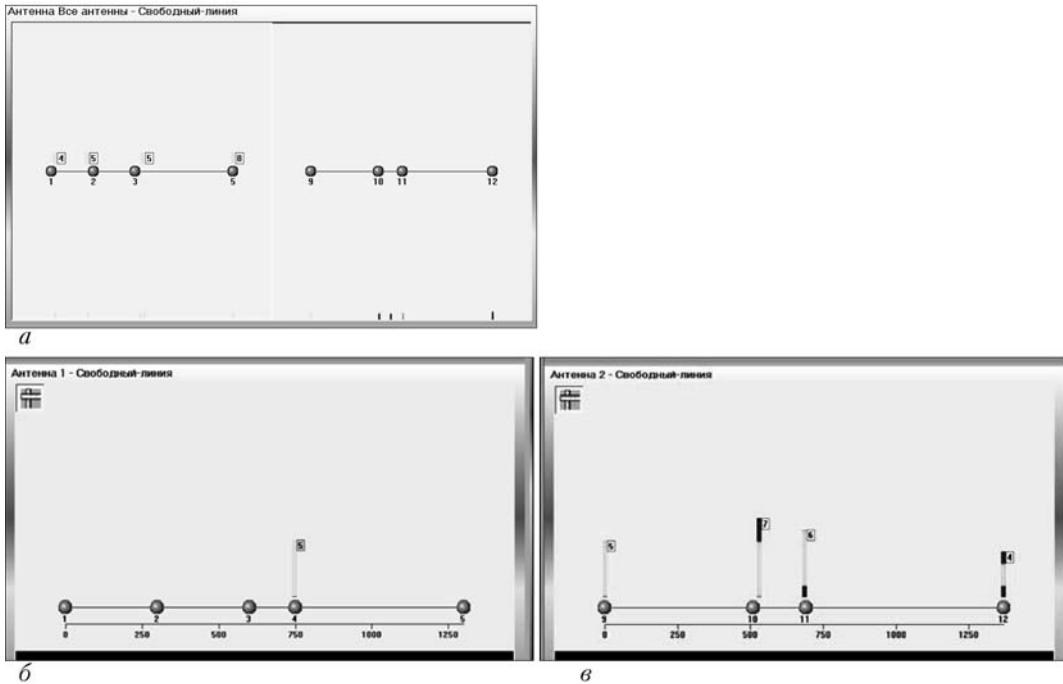


Рис. 5. Екран локації програми ЕМА-3.9 з одночасним відображенням двох лінійних локаційних антен (а) та при тестуванні локації координат з нерівномірним розташуванням датчиків АЕ. У якості імітатора-випромінювача сигналів АЕ використано датчик № 4 з координатою 750 мм (б) та по черзі датчики № 9–12 (с)

тому числі з одночасною роботою до чотирьох антен, було проведено більше 100 тестів. На рис. 6 наведені дані АЕ для одного з випробуваних зразків, кластеризовані за деякими вибраними параметрами.

Результати тестування у лабораторних умовах, зокрема з використанням деяких типів імітаторів АЕ, показали, що створені усі необхідні умови для переходу від експериментів до контролю реальних трубопроводів, що працюють при підвищенному тиску та температурах до 560 °С. Коректна локація джерел АЕ, їх фільтрація та кластеризація за

вибраними ознаками дозволяють ефективно виділяти найбільш інформативну складову у масі сигналів та промислових шумів, яка відповідає процесам накопичення пошкоджень та руйнування матеріалу.

Далі необхідно проводити перевірки роботи встановленої на підприємстві системи у різних умовах та режимах експлуатації, а потім запускати її у штатний режим користування [9]. На основі досліджень та впроваджень, виконаних за 2010–2011 роки, створено проект інструкції з безперервного АЕ моніторингу об'єктів цеху виробництва

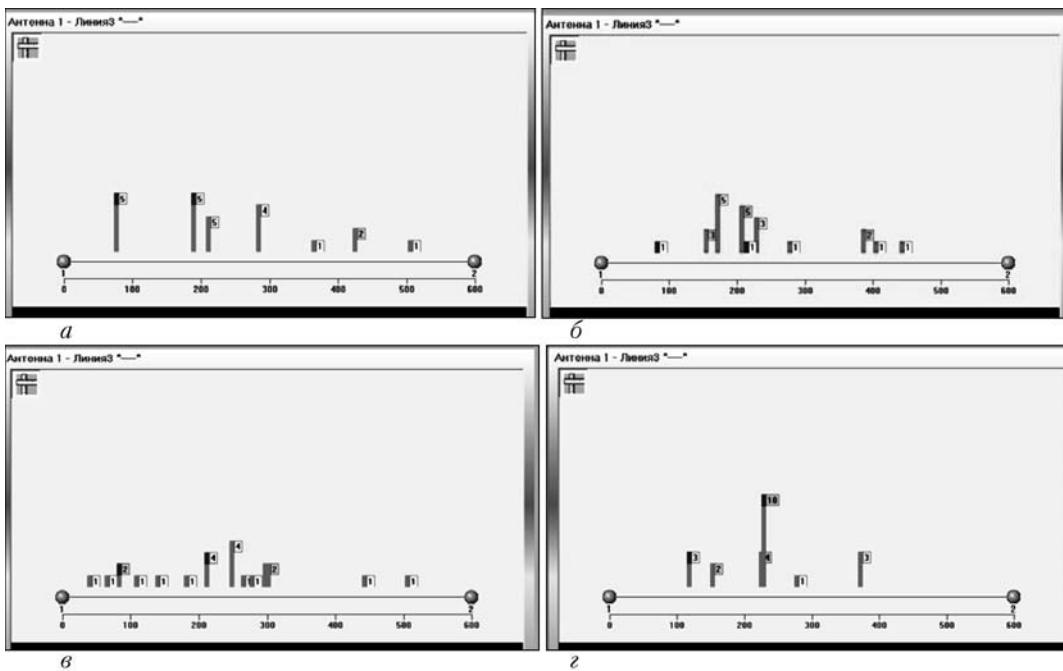


Рис. 6. Екран локації програми ЕМА-3.9 при термовипробуваннях сталі 12Х18Н10Т. Кластеризація за ознакою: а — координати X; б — амплітуди; в — часу затримки; г — тривалості подій АЕ

аміаку ОПЗ, що працюють при підвищених температурах. Проект включає методику виконання процедур безперервного моніторингу та прийняття рішення щодо безпечної експлуатації об'єктів на основі показників індикаторів АЕ обладнання, реалізованих у програмному забезпеченні ЕМА-3.9.

Висновки

1. Згідно з розробленим у 2010 р. технічним завданням протестований у лабораторних умовах та змонтований на підприємстві (ОПЗ) діючий зразок АЕ обладнання з програмами для постійного безперервного моніторингу трубопроводів цеху виробництва аміаку № 2, що працюють в умовах підвищених показників тиску та температур.

2. Розроблено дослідний варіант програми контролю трубопроводів, що включає адаптовані до виробничих умов алгоритми локації джерел АЕ та виділення корисних сигналів із загального шумового фону. Програмне забезпечення ЕМА-3.9 модернізоване до потреб виробництва, пов'язаних з безперервним моніторингом трубопроводів.

3. Виконано налагодження дослідних контролюючих програм у режимі перевірки (на імітаторах), які включають використання вбудованого у АЕ датчики імітатора тестових сигналів та «klassичну» методику імітування зламом графітового стрижня. Перевірені також оновлені можливості кластеризації та фільтрування сигналів АЕ.

4. Розроблено проект технічної документації з впровадження АЕ контролю на трубопроводах

ЦВА ОПЗ, що працюють в умовах підвищених показників тиску та температур.

1. Недосека А.Я., Недосека С.А. Об оценке надежности эксплуатирующихся конструкций (состояние вопроса и перспектива развития) // Там же. — 2010. — № 2. — С. 7–17.
2. Применение АЭ технологии при непрерывном мониторинге оборудования Одесского припортового завода / А.Я. Недосека, С.А. Недосека, М.А. Яременко и др. // Техн. диагностика и неразруш. контроль. — 2008. — № 3. — С. 85–95.
3. Исследование АЭ характеристик материалов при высоких температурах. Сообщение 1. Методика / Л.М. Лобанов, А.Я. Недосека, С.А. Недосека и др. // Там же. — 2009. — № 1. — С. 5–10.
4. Исследование АЭ характеристик материалов при высоких температурах. Сообщение 2 / Л.М. Лобанов, А.Я. Недосека, С.А. Недосека и др. // Там же. — 2009. — № 4. — С. 5–13.
5. Особенности функционирования технологических трубопроводов при высоких температурах / А.Я. Недосека, С.А. Недосека, О.И. Бойчук и др. // Там же. — 2009. — № 2. — С. 5–10.
6. Недосека С.А., Недосека А.Я. Комплексная оценка поврежденности и остаточного ресурса металлов с эксплуатационной наработкой // Там же. — 2010. — № 1. — С. 9–16.
7. Исследование акустико-эмиссионных характеристик стали 12Х18Н10Т при температуре 560 °C. Сообщение 1. Методика и некоторые результаты / А.Я. Недосека, С.А. Недосека, А.А. Грузд и др. // Там же. — 2011. — № 1. — С. 13–19.
8. Недосека С.А., Недосека А.Я., Овсиенко М.А. Влияние методов обработки акустико-эмиссионной информации на формирование АЭ событий и определение их координат // Там же. — 2011. — № 2. — С. 5–14.
9. Недосека А.Я., Недосека С.А., Яременко М.А. Непрерывный мониторинг магистральных газопроводов и газокомпрессорных станций методом акустической эмиссии // Там же. — 2011. — № 4. — С. 3–13.

ПРОЕКТ 2.8

Розробка технологій неруйнівного контролю та портативного обладнання для визначення корозійних уражень хімнафтрезервуарів внаслідок тривалого часу їх експлуатації

УДК 621.791:622.692.2

РОЗРОБКА ТЕХНОЛОГІЙ НЕРУЙНІВНОГО КОНТРОЛЮ ТА ПОРТАТИВНОГО ОБЛАДНАННЯ ДЛЯ ВИЗНАЧЕННЯ КОРОЗІЙНИХ УРАЖЕНЬ ХІМНАФТОРЕЗЕРВУАРІВ ВНАСЛІДОК ТРИВАЛОГО ЧАСУ ЇХ ЕКСПЛУАТАЦІЇ

В.О. ТРОЇЦЬКИЙ, д-р техн. наук, **І.Я. ШЕВЧЕНКО**, **В.Ю. ПОПОВ**, інженери
(Ін-т електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України)

Автори пропонують новий підхід до цього питання, а саме використання ультразвукового контролю на базі ЕМА перетворювачів на основі постійних магнітів. З метою оптимізування процедури контролю було розроблено спеціальний скануючий пристрій, за допомогою якого можна пришвидшити процедуру контролю, а сам контроль зробити більш зручним. В статті приводяться результати експериментальних досліджень, таких як виявлення впливу зазору на амплітуду сигналу, вплив кута зміщення від акустичної осі на амплітуду «тіньового» сигналу, тощо. А також наводиться конструкція дослідного зразка скануючого пристрою.

Ключові слова: неруйнівний контроль, корозійне ураження, ультразвукові товщиноміри, електромагнітоакустичні перетворювачі, ультразвуковий контроль, днища резервуарів

У всіх країнах світу, включаючи Україну, є величезний парк резервуарів нафтохімічного призначення, які повинні періодично підлягати неруйнівному контролю (НК). Однією із найважливіших складових НК цих споруд є вивчення технічного стану днищ резервуарів, розміри яких можуть перевищувати 10^4 м^2 .

Досвід робіт ІЕЗ ім. Є.О. Патона НАН України на посудинах різного типу показав, що найбільш трудомістким в комплексі робіт з НК є вивчення корозійного ураження днищ з зовнішнього боку недоступної їх частини.

На даний момент питання контролю днищ резервуарів є актуальним і багато фірм — світових лідерів в розробці обладнання для НК приділяють цьому питанню достатньо уваги.

Разом з тим є багато типів магнітних і ультразвукових (УЗ) товщиномірів, які використовуються для локальних, точкових вимірювань. Важко представити собі, скільки треба зробити точкових вимірювань, щоб не пропустити глибоке корозійне ураження малого діаметру на великих площах. Тому провідні світові компанії пішли по шляху створення вимірювальних рейок, які містять десятки датчиків, наприклад, Холла, або п'єзодатчиків, розташованих в ряд. Така рейка з усіма засобами збудження, знімання й обробки інформації переміщується оператором по поверхні днища. Оскільки кожний вимірювач, кожний товщиномір, який

вмонтованій у вимірювальну рейку, оцінює товщину тільки у локальній зоні його розташування, залишається ризик пропуску пітингової корозії. Так, наприклад компанія «TesTex» пропонує тридцятидвоканальну систему контролю Falcon 2000 Mark II (рис. 1), принцип дії якої заснований на використанні низькочастотного поля вихрових токів (LFET — Low Frequency Electromagnetic Technique); компанія «MFE Enterprises» на світовий ринок висунула декілька систем, які по принципу дії схожі на попередню, це MFE 1212 Mark2 EdgeScan, MFE Mark3, тощо; компанія «SILVERWING» пропонує сканер днища Floor-mapVS2i, який працює на основі розсіяного магнітного потоку (MFL), але всі ці системи оцінюють товщину тільки у локальній зоні свого розташування [1, 2].

На основі проведеного дослідження існуючих систем для контролю днищ резервуарів було прийнято рішення розробити інтегральну систему контролю, яка б якісно вирізнялась на фоні існуючих локальних систем.

На даний момент найбільш достовірнішими методами контролю, якими можливо контролювати внутрішню структуру матеріалів, є рентгенівський та УЗ. Нажаль, використання рентгенівського методу в даній ситуації неможливо внаслідок одностороннього доступу до об'єкта. Традиційний УЗ метод виконується контактним способом, при якому потрібно забезпечити акустичний контакт перетворювача з поверхнею днища. Для цього зазвичай використовуються мастила, вода або спеціальні гелі, що в даному випадку мало припустимо. Крім того, є досить жорсткі вимоги до якості по-

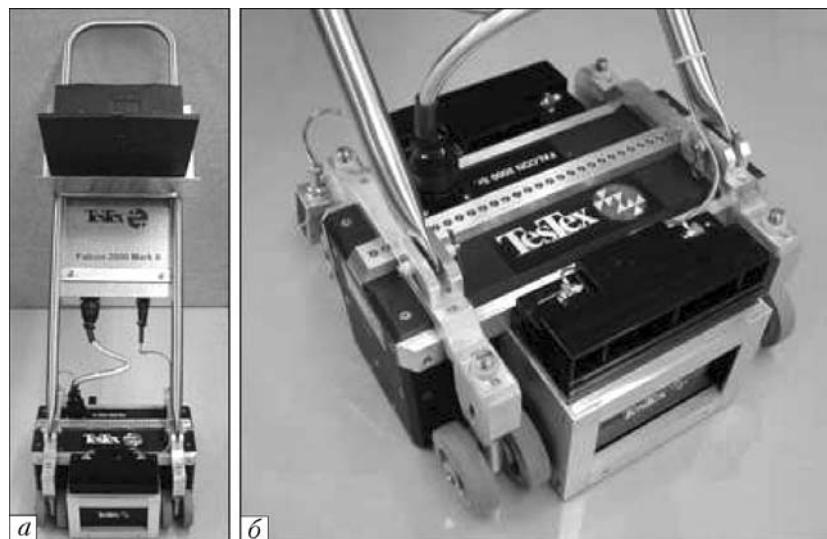


Рис. 1. Зовнішній вигляд Falcon 2000 (TesTex Inc.): *а* – зовнішній вигляд; *б* – блок перетворювачів

верхні об'єкта контролю. По-перше, це відсутність будь-яких захисних покрівок і корозії, по-друге, вимоги до шорсткості поверхні. Здебільш це виливається в необхідність додаткового зачищення поверхні. Також при цьому складно забезпечити сканування (подання контактної рідини). Тому при розгляді питань автоматизації товщинометрії на основі п'єзотехнології були пророблені питання розташування роздільно-сумісних перетворювачів в імерсійній ванні, виконаної у вигляді гумового полого котка (рис. 2).

Тобто, розглянувши зазначені вище системи НК, можна зробити висновок, що для контролю днищ необхідно розробити таку систему, яка поєднувала б в собі як товщинометрію, так і безпосередньо пошук внутрішніх дефектів, крім того, була б не такою дорогою [2].

Для виконання поставленої проблеми був використаний тіньовий та луно-тіньовий варіант УЗ контролю, які дозволяють виявляти корозійні ураження та інші дефекти в днищах резервуарів.

Після проведення тривалих досліджень було вирішено для збудження УЗ хвиль використовувати електромагнітоакустичні перетворювачі (ЕМАП), які не потребують створення «мокрого» акустичного контакту і некритичні до якості поверхні об'єкта контролю.

Всі ЕМАП [3–5] по принципу поділяються на дві групи, що використовують постійне або ім-

пульсне магнітні поля. Відмітними особливостями ЕМАП являються:

- велика умовна чутливість, в деяких випадках навіть перевищує чутливість класичних контактних дефектоскопів та товщиномірів;
- збудження та приймання будь-яких типів УЗ хвиль, що не є можливим при п'єзотехнології;
- велика роздільна здатність по дальності та по куту;
- можливість використання в системах багатоканального контролю;
- висока стабільність часових та частотних характеристик.

При проведенні експериментальних досліджень було визначено, що віддаленість приймача від випромінювача може сягати 350 мм і більше, тобто за один крок сканування може бути прозвучена досить велика ділянка, а при використанні луно-тіньового методу дуже добре виявляються внутрішні та поверхневі дефекти глибиною не менше 1 мм на зовнішній (недоступній) поверхні днища резервуару.

Розглянемо варіант акустичного тракту (АТ) дефектоскопа з ЕМАП з імпульсним збудженням УЗ коливань. Тіньовий варіант є основним, але з можливістю використання акустичної системи в луно-варіанті. В цьому випадку реалізується луно-тіньовий метод контролю, який підвищує надійність виявлення дефектів.



Рис. 2. Роздільно-сумісні перетворювачі для імерсійної ванні

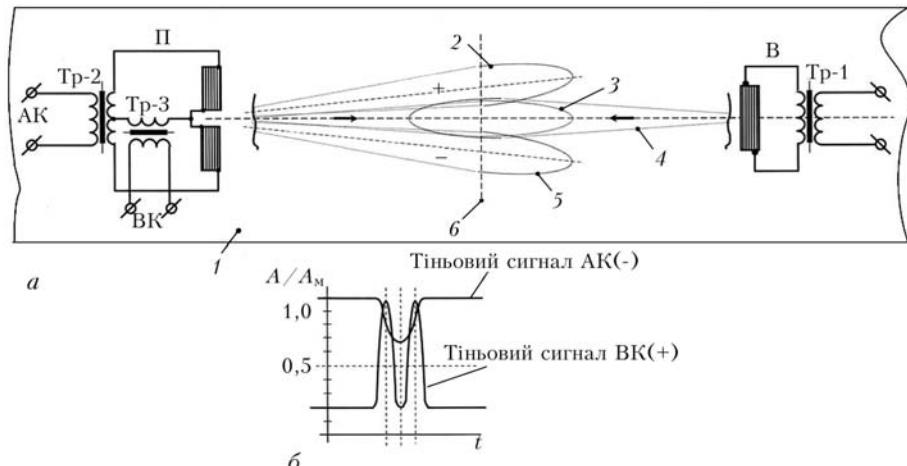


Рис. 3. Спосіб ЕМА контролю тіньовим методом: *а* – формування УЗ полів АТ; *б* – складання сигналів (позначення див. у тексті)

У наведеному нижче АТ розглядається тіньовий варіант контролю стикового шва. Раніше тіньовий метод досліджувався і був реалізований в конструкції дефектоскопів для контролю поздовжніх електрозварювальних швів труб з «мокрим» введенням УЗ хвиль [6, 7].

На рис. 3 показана схема ЕМА-контролю тіньовим методом, в якому додатково використовується диференційний метод і, таким чином, отримана двоканальна система контролю з абсолютною каналом (АК) та диференційним каналом як відносним каналом (ВК).

На рис. 3, *а* показано формування УЗ полів АТ. Випромінювач (В) має діаграму 4 УЗ поля у виробі 1. Приймач (П) формує два типи діаграм направленості: 3 – сумарна діаграма; 2, 5 – різницьева. При перетинанні УЗ поля штучним дефектом 6, у вигляді наскрізного отвору $\varnothing 1,5$ мм, акустична система реагує наступним чином (рис. 3, *б*). Спочатку, при перетинанні поля 5, з'являється сигнал розбалансування по каналу ВК. Потім по каналу АК відбувається спадання сигналу і на його максимумі зникає перший сигнал АК. Далі сигнал по АК зростає і з'являється другий сигнал розбалансування по ВК. Чутливість системи дуже висока і порівняна з луно-варіантом.

При розробці АТ для контролю стикового шва були проаналізовані раніше отримані матеріали досліджень по тіньовому методу [3]. На рис. 4 приведена реакція акустичного поля, що формується прямыми ЕМАП, на проходження штучних дефектів діаметрами 1, 2, 3, 4, 6 та 8 мм. Частота УЗК $f = 2$ МГц, довжина решіток ЕМАП $l = 15$ мм, товщина сталеної пластиини $H = 2,5$ мм. У залежності від відносного розташування осей діаграм направленого випромінювання спадання рівня прямого тіньового сигналу для одних і тих же значень штучних дефектів різне.

Для підвищення чутливості АТ, побудованого на тіньовому методі, був випробуваний ЕМАП з фокусуючою решіткою. В результаті отримана акустична система з дуже високою роздільною

здатністю сигнал/шум, яку можна порівняти з луно-методом.

Для вивчення властивостей зфокусованих ЕМАП попередньо були зняті діаграми направленого випромінювання прямого й зфокусованих ЕМАП. На рис. 5, *а* показані будова і схема зняття діаграм направленого випромінювання ЕМАП в пластині товщиною 2 мм із Ст3; на рис. 5, *б* – діаграма УЗ поля з прямою решіткою на рівні 0,5. Шаг решітки ЕМАП 0,8 мм, робоча частота 2 МГц.

На рис. 6, *а* показана діаграма довгофокусного ЕМАП, виміряна в листі із Ст3 товщиною 2,2 мм. Шаг решітки $d = 1,3$ мм, фокусна відстань $F_r = 136$ мм, частота $f = 2,5$ МГц. На рис. 6, *б* представлена рівень розподілу енергії по вісі діаграм, де 4 – експериментальна крива, побудована по точкам, 5 – усереднена крива. Для цього випадку максимальне звужування поля не співпадає з теоретичним фокусом 3 (F_r). Це явище ще не до кінця вивчено. Маючи графічні зображення діаграм направленого випромінювання, зформовані ЕМАП, акустичний тракт складається накладанням двох діаграм, що є елементом розробки АТ.

Накладання виконується таким чином, щоб співпали діаграми у місці, де отримана найбільш вузька частина діаграм. Потім вимірюється відстань між осями обмоток-решіток. Ця відстань є однією із характеристик розташування ЕМАП відносно одиного, вона повинна зберігатися постійною, а вісі діаграм співпадати. На рис. 7, *а* показано положення діаграм направленості випромінювання 1 і 2. Відповідні їм фокусні точки 3 і 4 (див. рис. 7, *а*) не співпадають. Накладання виконано з урахуванням максимального звуження 5. На рис. 7, *б* показано накладання рівнів енергії 6 і 7 по обох діаграмах та їх середнє значення 8.

В ході експериментальних досліджень було виявлено, що при використанні тіньового методу добре виявляються внутрішні дефекти, а також дефекти типу корозійного ураження глибиною від 1 мм.

На рис. 8 представлені графіки залежності амплітуди тіньового сигналу від відстані між перетворювачами.

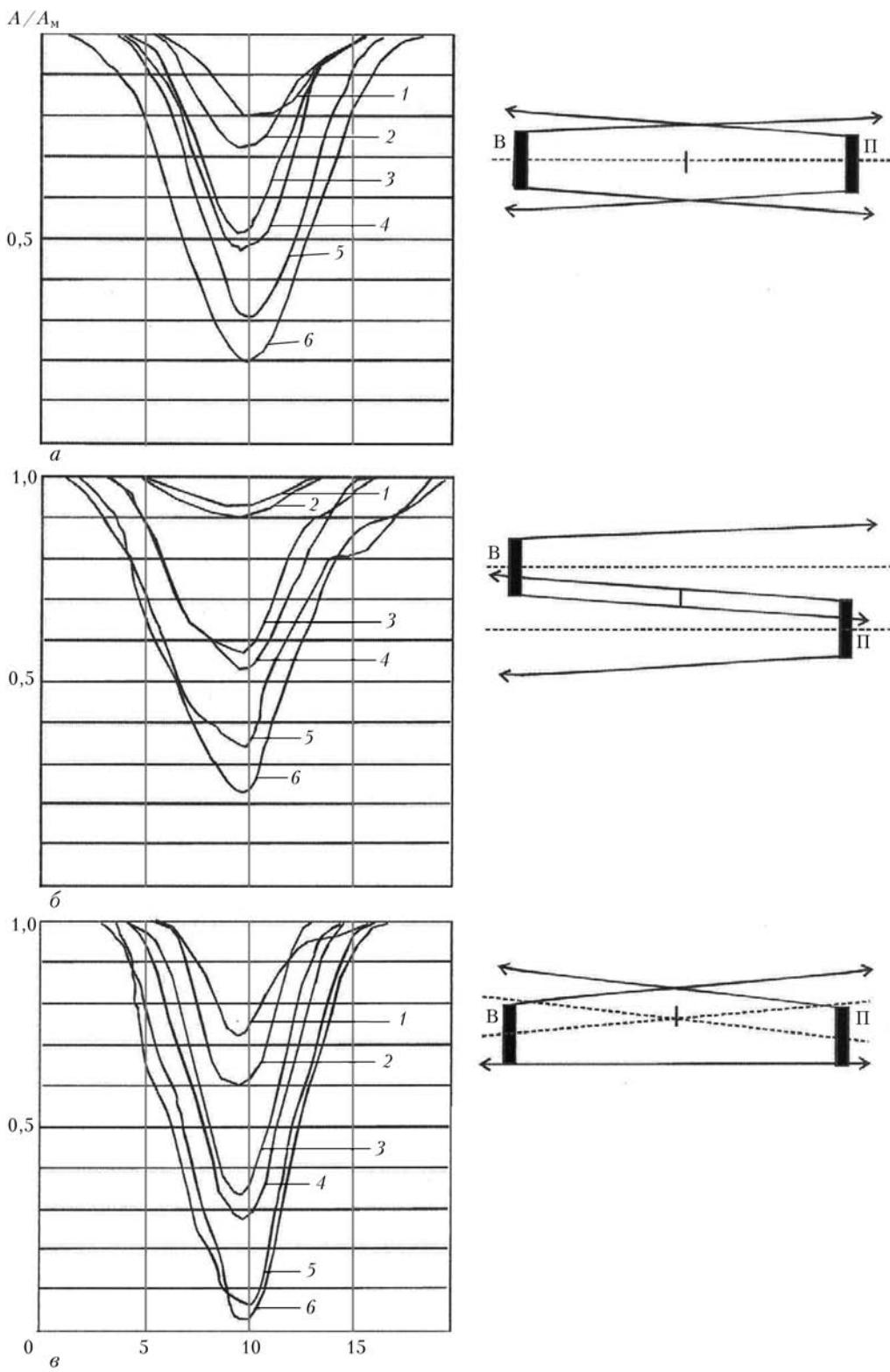


Рис. 4. Залежність амплітуди тіньового сигналу від діаметра штучного дефекту в пластині товщиною 2,5 мм: *α*, *β* — вісі випромінювача та приймача відповідно співпадають та абсолютно не співпадають; *γ* — частково співпадають; 1–6 — відповідно 1, 2, 3, 4, 6 та 8 мм

По шкалі абсцис зазначена відстань між перетворювачами у міліметрах L , а по шкалі ординат відносна амплітуда сигналу A (дБ). Як видно з рис. 8 зона контролю до 250 мм є досить нестабільною, що обумовлено тим, що в днищі розповсюджується декілька типів хвиль і при відстані між перетворювачами від 50 до 250 мм спостері-

гається явище суперпозиції (інтерференції) хвиль. При відстанях більше 250 мм спостерігається «стабілізація» хвиль.

Для здійснення ручного або механізованого контролю потрібна конструкція пристрою, яка була б універсальною при інспекції резервуарів та листових конструкцій, тому що може знадобитися

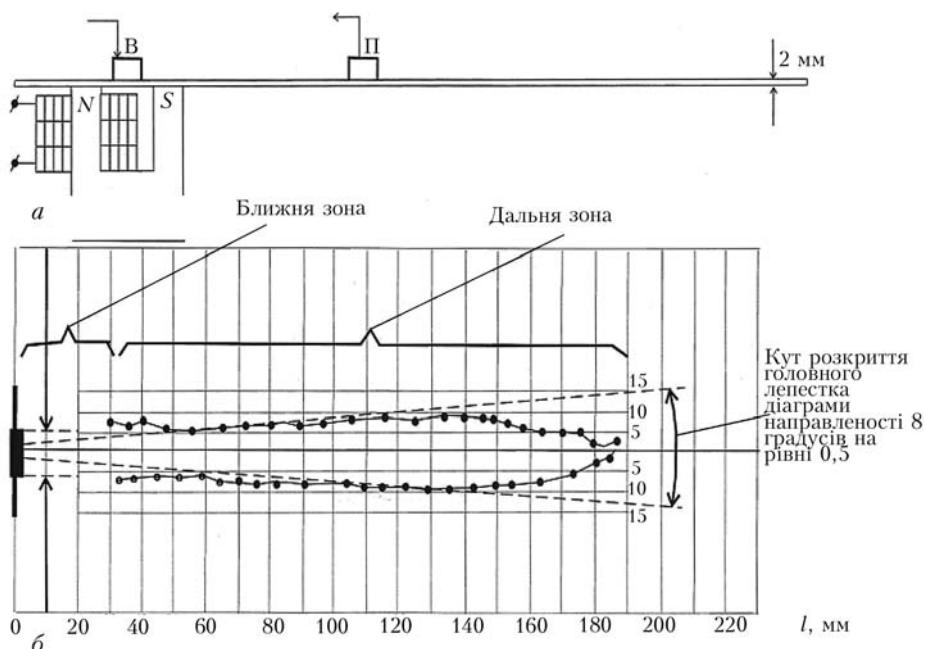


Рис. 5. Діаграма направленості випромінювання ЕМАП з прямою решіткою в листі товщиною 2 мм (а) та діаграма УЗ поля з прямою решіткою на рівні 0,5 (б)

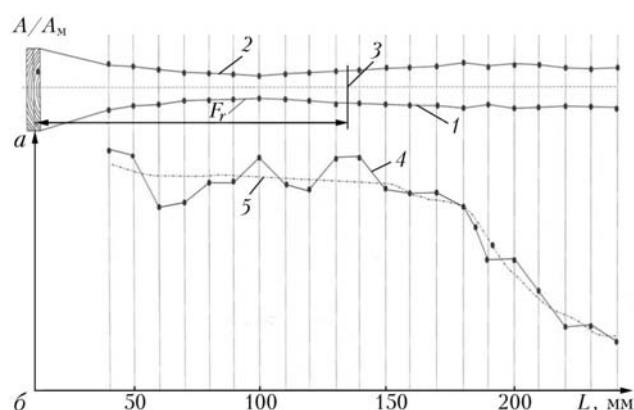


Рис. 6. Діаграма направленого випромінювання ЕМАП (1, 2) з довгофокусною решіткою (а) та рівень розподілу енергії по вісі діаграми (б) (позначення див. у тексті)

частий перехід від контролю плоских виробів до циліндричних.

За результатами дослідів розроблено установку для механізованого УЗ контролю основного металу на корозійні дефекти в днищах хімнафтозерезер-

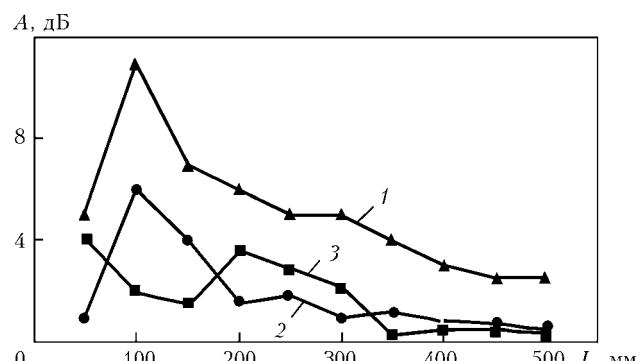


Рис. 8. Залежність амплітуди тіньового сигналу від відстані між перетворювачами: 1 – на бездефектній ділянці; 2 – на ділянці з пропилом на зовнішній поверхні зразка глибиною 0,8 мм; 3 – на ділянці з пропилом на внутрішній поверхні зразка глибиною 0,6 мм

вуарів, розроблена робоча документація, по якій був виготовлений дослідний зразок, який складається з:

- ЕМАП – 2 шт.;
- електромагнітоакустичного дефектоскопу – 1 шт.;

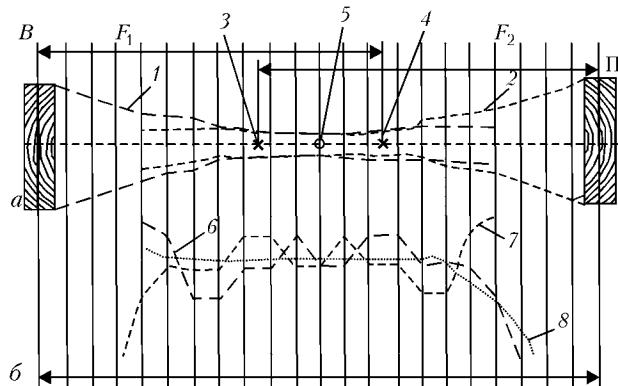


Рис. 7. Положення діаграм направленості випромінювання ЕМАП 1 і 2 (а) та накладання рівнів енергії 6 і 7 по обох діаграмах та їх середнє значення 8 (б) (F_1 , F_2 – фокусні відстані, позначення див. у тексті)

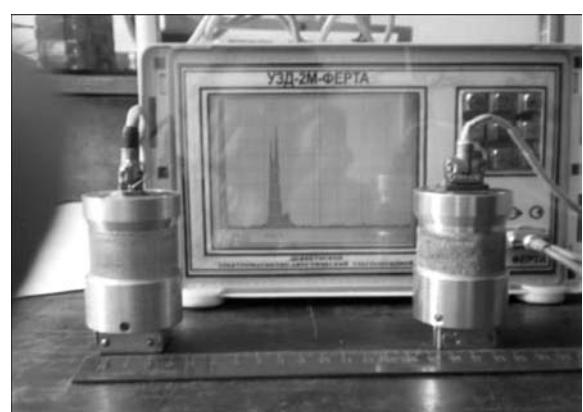


Рис. 9. ЕМА дефектоскоп «УЗД2-ФЭРТА»



Рис. 10. Пристрій для сканування великих площ металевих днищ резервуарів

- системи регулювання відстані між ЕМАП;
- системи юстування ЕМАП (регулювання азимутального кута);
- системи притиску ЕМАП до робочої поверхні;
- системи переміщення каретки з ЕМАП по робочій поверхні листа на трьох опорах;
- системи відводу ЕМАП в неробочий стан.

Тобто, щоб дотриматися всіх вимог, зазначених в проекті (таких як зазор, відстань між перетворювачами, азимутальний кут), необхідно було промоделювати й створити скануючий пристрій, який би забезпечував сканування (через те, що використовуються постійні магніти, перетворювач досить тяжко переміщувати) і також дозволяв би регулювати приведені вище параметри. Так, проблема зазору в даному скануючому пристрой вирішується за допомогою системи притиску ЕМАП до робочої поверхні. Система регулювання відстані між перетворювачами дозволяє досить чітко «виставляти» відстань між перетворювачами. Система юстування ЕМАП дозволяє регулювати кут між перетворювачами з достатньо маленьким кроком, що дозволяє не втрачати амплітуду корисного сигналу, а система переміщення каретки дає змогу майже без зусиль проводити сканування. Система була розроблена на основі ЕМА дефектоскопу «УЗД2-ФЕРТА» (рис. 9). Елементи пристроя зображені на рис. 10.

Після завершення робіт по створенню даного пристрою і його виробничих випробувань буде від-

кореговано конструкторську документацію для його виготовлення і промислового використання. До результатів даних досліджень та практичного використання пристрою проявляють зацікавленість підприємства нафтохімічного комплексу, де передбачається організувати його впровадження.

1. *The New Falcon Winspan II // Materials Evalution.* — 2011. — № 69, № 3. — Р. 339.
2. *Неразрушающий контроль сварных соединений внутреннего резервуара изотермического хранилища жидкого аммиака в Северодонецком объединении «Азот» / В.А. Троицкий, Ю.Н. Посьпайко, И.Я. Шевченко и др. // Техн. диагностика и неразруш. контроль.* — 2006. — № 3. — С. 27–33.
3. *Возможности электромагнитоакустических преобразователей при ультразвуковом контроле эхо-методом / Г.М. Сучков, Ю.А. Катасонов, В.В. Гарьковый и др. // Там же. — 1999. — № 3. — С. 41–43.*
4. *Электромагнитоакустические приборы для неразрушающего контроля металлоконструкций и элементов изделий, эксплуатируемых в космосе / В.А. Троицкий, В.П. Радько, И.Я. Шевченко и др. // Там же. — 2002. — № 2. — С. 26–30.*
5. *Толщинометрия труб импульсным электромагнитоакустическим методом / А.И. Бутенко, А.В. Малинка, В.И. Стефаров и др. // Дефектоскопия.* — 1973. — № 3. — С. 7–11.
6. *Костюков Б.В. Повышение эффективности применения нормальных и поперечных ультразвуковых волн для контроля шва труб // Там же. — 1969. — № 3. — С. 14–21.*
7. *Розробка і застосування ЕМА приладів для контролю листів, труб і зварних з'єднань з використанням хвиль Лемба, хвиль SH-поляризації / В.О. Тройцкий, В.П. Радько, І.Я. Шевченко, П.В. Федоряка // Проблемиресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин.* — Київ: ІЕЗ ім. Є.О. Патона, 2006. — С. 82–86.

ПРОЕКТ 2.9

Розроблення засобів і технологій вихрострумового контролю для діагностики відповідальних об'єктів привалої експлуатації в енергетиці, на транспорті та в нафтогазовій галузі

УДК 620.179.14

СТВОРЕННЯ ТЕХНОЛОГІЙ ВИХРОСТРУМОВОГО КОНТРОЛЮ ДЛЯ ВИЯВЛЕННЯ ЕКСПЛУАТАЦІЙНИХ ДЕФЕКТІВ КОНСТРУКЦІЙ ІЗ ФЕРОМАГНІТНИХ МАТЕРІАЛІВ

В.М. УЧАНІН, канд. техн. наук, **А.Я. ТЕТЕРКО**, д-р техн. наук, **В.Г. РИБАЧУК**, канд. техн. наук
(Фізико-механічний ін.-т ім. Г.В. Карпенка НАН України)

Представлено результати досліджень і розробок технологій вихрострумової дефектоскопії конструкцій із феромагнітних матеріалів для теплової енергетики і залізничного транспорту. Розроблені інтегральні параметричні вихрострумові перетворювачі разом з удосконаленим автогенераторним дефектоскопом ВД 3.03Н та трансформаторні перетворювачі типу МДФ 1201, МДФ 0701 і МДФ 0602 спільно з дефектоскопом типу ВД 3-71 забезпечують виявлення дефектів у феромагнітних матеріалах з шорсткотою поверхнею, рівень чутливості якого відповідає магнітопорошковому методу.

Ключові слова: *вихрострумовий метод, дефектоскопія, накладний вихрострумовий перетворювач, магнітопорошкова дефектоскопія*

Забезпечення надійної експлуатації відповідальних конструкцій в енергетиці, нафтогазовому комплексі і транспорті неможливе без широкого впровадження сучасних засобів неруйнівного контролю (НК). Серед існуючих методів НК чільне місце займає вихрострумовий метод (ВМ), який має багато переваг, порівняно з методами, побудованими на інших фізичних явищах. Переваги вихрострумового контролю (ВК) феромагнітних матеріалів в достатній мірі не використовуються через високий рівень завад, пов'язаних з шорсткістю поверхні об'єкта контролю (ОК) і неоднорідністю магнітних властивостей. Тому в згаданих галузях ВМ не знайшов широкого застосування для експлуатаційного контролю, де найбільше використовуються рентгенівський, ультразвуковий і магнітопорошковий (МП) методи. В той же час вказані методи НК не можуть вирішити багато проблем НК в цих галузях і, крім того, мають недоліки, що обмежують їх використання. Зокрема, МП метод має низьку достовірність і продуктивність контролю, а також не дозволяє оцінювати глибину виявлених дефектів. Тому актуальним є зменшення впливу шорсткості поверхні ОК та неоднорідності магнітних властивостей матеріалу на інформаційні сигнали шляхом розробки селективних вихрострумових перетворювачів (ВСП) та алгоритмічних методів обробки сигналів.

Розробка і вдосконалення засобів ВК для експлуатаційного контролю феромагнітних матеріалів. Для експлуатаційного ВК виробів із феромагнітних матеріалів створено нові ВСП, які забезпечують можливість контролю виробів з шорсткотою поверхнею. Для ВК грубих поверхонь в умовах експлуатації розроблено інтегральні параметричні ВСП діаметром 2,0 і 4,5 мм, випробування яких у складі автогенераторних дефектоскопів типу ВД 3.03Н підтвердили можливість їх використання, зокрема для НК елементів парових турбін без зачищення контролюваної поверхні. Крім того, розроблено комплекс трансформаторних ВСП різного діаметру, які можуть працювати з вітчизняним вихрострумовим дефектоскопом типу ВД 3-71. Зокрема, для контролю феромагнітних матеріалів розроблено ВСП типу МДФ 1201, МДФ 0701 і МДФ 0602 для контролю галтелей малого радіусу. Порівняльні дослідження показали, що характеристики розроблених ВСП дозволяють забезпечити рівень чутливості, який відповідає МП, що обґрутувало можливість заміни його ВМ [1, 2].

Для підключення розроблених ВСП вдосконалено автогенераторні дефектоскопи типу ВД 3.03Н шляхом введення нової схеми керування частотою робочого контуру з метою розширення діапазону перестроювання. Дослідження показали, що нова схема дозволяє збільшити чутливість у 1,38; 1,44 і 1,35 рази відповідно для алюмінієвих, титанових сплавів і феромагнітних сталей.

Для розширення зони контролю запропоновано нові принципи побудови ВСП, в яких електромагнітне поле збуджується системою локальних зондів, а вихідний сигнал формується диференційно

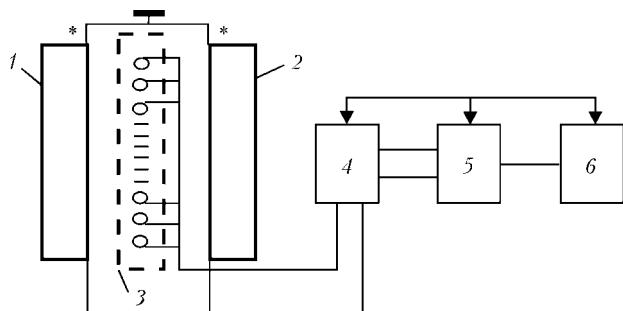


Рис. 1. Схема підключення багатозондового ВСП накладного типу: 1–3 – обмотки ВСП; 4 – адаптер; 5 – вхідний/виходний модуль; 6 – вихрострумовий дефектоскоп

включеними вимірювальними обмотками. Крім того, реалізовано параметричне формування вихідного сигналу ВСП за зміною струму збудження в обмотках як результату взаємодії з ОК (рис. 1). Електромагнітне поле збуджується системою локальних зондів у вигляді лінійки 3, з'єднаних між собою послідовно і попарно зустрічно та підключених через адаптер 4 і вхідний/виходний модуль 5 до дефектоскопа 6. Сигнал ВСП формується за допомогою обмоток 1, 2, з'єднаних між собою зустрічно і виконуючих роль вимірювальних.

Для зменшення впливу перешкод в програмний модуль дефектоскопу ВД 3-71 введено алгоритм диференційно-підсумувуючої обробки сигналів у процесі сканування поверхні ОК [3, 4], який передбачає послідовне вимірювання сигналів у непарному числі n точок і проведення перетворення за виразом

$$U_{\frac{n+1}{2}} = \left(U_1 + \dots + U_{\frac{n-1}{2}} \right) - \left(U_{\frac{n+3}{2}} + \dots + U_n \right).$$

За такої обробки компенсується постійна складова сигналу ВСП і заглушуються «повільні» сигнали, пов'язані з магнітною неоднорідністю матеріалу ОК. Відношення амплітуди сигналу від дефекту до випадкового сигналу завади, що підпорядковується нормальному закону розподілу, збільшується в $\sqrt{n} - 1$ разів. При цьому важливо правильно вибрати відстань між крайніми точками (першої і n -ї) по лінії сканування, яке повинно відповідати протяжності сигналу від дефекту і яке називатимемо базою алгоритму.



Рис. 2. Зруйновані лопатки ротора парової турбіни

Технології експлуатаційного контролю елементів парових турбін теплових електростанцій. Обладнання більшості теплових електростанцій (ТЕС) України відпрацювало початково встановлений ресурс. Зокрема, на Добротвірській ТЕС експлуатуються три турбоагрегати ВК-100-90-66 Ленінградського механічного заводу, які введено в експлуатацію з 1958 по 1964 рр. [5]. Особливо часто руйнуються вузли парових турбін (ПТ), які працюють в умовах значних навантажень, температури і впливу пари (рис. 2). Такі руйнування призводять до тяжких наслідків, оскільки потребують тривалого періоду поновлення роботи ПТ. Серед комплексу заходів для попередження аварійних ситуацій важливо забезпечити своєчасне виявлення критичних пошкоджень засобами НК.

Аналіз показав, що для виявлення експлуатаційних тріщин в елементах турбін ТЕС перспективним є ВМ, який може забезпечити досить високу достовірність і продуктивність контролю у виробничих умовах. Для впровадження ВК турбін ТЕС виконавцями проекту проведено робочі наради із спеціалістами лабораторії прогнозування ресурсу і діагностики ПАТ «Західнерго». В результаті визначено перспективні для впровадження ВМ критичні зони ПТ (таблиця) і сформовано програму впровадження ВМ для контролю елементів ПТ на теплових електростанціях ПАТ «Західнерго» [6].

ВК елементів ПТ передбачає використання вдосконаленого дефектоскопу типу ВД 3.03Н, який пройшов державні випробування і включений у державний реєстр засобів вимірювальної техніки України. Дефектоскоп ВД 3.03Н з розробленими ВСП дозволяє виявляти тріщини у виробах із феромагнітних сталей глибиною понад 0,5 мм з відстроюванням від впливу краю виробу.

Для реалізації методик ВК лопаток турбін розроблено стандартні зразки (рис. 3), які являють собою фрагменти елементу турбіни з прорізами, виконаними електроерозійним способом або фрезуванням тонкою фрезою. Зокрема риски на краю лопатки виконуються розкриттям 0,15 мм довжиною 12 мм нормально відносно кромки лопатки (рис. 3, а) і краю отвору (рис. 3, б) з максимальною глибиною в області кромки $a_1 = 0,5$ і $a_2 = 1,0$ мм.

Технології експлуатаційного ВК деталей залізничного транспорту. В залізничному транспорті ВМ можна використовувати для виявлення дефектів у колісних парах, редукторах, а також деталях рухомого складу, виконаних способом літва в землю (рис. 4). Нормативні документи передбачають ВК колісної пари і буксового вузла, віzkів вагонів, пристрій тормозної передачі і пристрію автоматичного зчеплювання за допомогою застарілих дефектоскопів російського виробництва (ВД-12 НФМ, ВД-12НФ, ВД-15НФ, ВД 113, ВД 213). Практика показала, що цими приладами можна задовільно контролювати тільки вузли колісної

Критичні зони для ВК елементів ПТ

Елемент турбіни		Характерні матеріали	Зона контролю		
Лопатка		10Х13, 12Х13, 20Х13, ЭП802, 15Х11МФ	Вихідна кромка	Вхідна кромка під стелітовими накладками	Отвори під демпферну проволоку
Ротор	Диск	Р2М, 25Х1М1Ф, 40Х, 34ХМА, 34ХМ1А, 38ХН3МФА	Розвантажувальні і заклепкові отвори		Посадкові місця під лопатки *
	Вал		Теплові канавки		Радіусні і галтельні переходи

* Може виконуватись тільки після демонтажу лопаток (роздолачення).

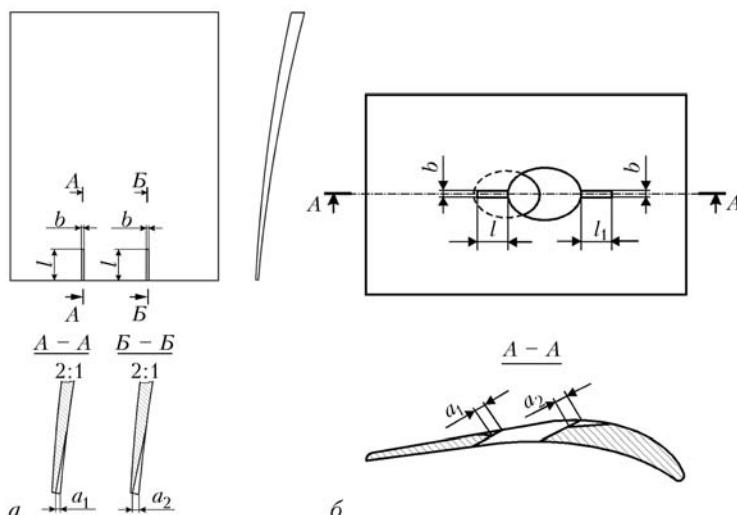


Рис. 3. Стандартні зразки з дефектами на кромках лопатки (а) і краї отвору під демпферну проволоку (б)

пари. Задача виявлення дефектів у литві візків вагонів вказаними приладами не вирішується через великий рівень завад від шорсткої поверхні литих виробів і низькочастотний «тренд» сигналу ВСП, обумовлений неоднорідністю магнітних властивостей контролюваного матеріалу.

Розглянемо використання технологій ВК бічної рами візка рухомого складу і надресорної балки, які виготовляються із сталі марки 20ГЛ способом литва в землю. Шорсткість поверхні відповідає R_Z320. Типовий характер контролюваної поверхні представлено на рис. 4, де видно типові для литва спайки (заглиблення із закругленими краями), газові раковини на границі з формою (рис. 4, а) і випуклу сітку слідів від форми (рис. 4, б).

На рис. 5 показані сигнали ВСП типу МДФ 1201 на робочій частоті 17 кГц від тріщини глибиною 0,6 мм і довжиною 10 мм у комплексній площині (а, в) і з часовою розгорткою (б, г). На рис. 5, а, б представлено сигнали без застосування

диференційно-підсумовуючої обробки. На рис. 5, в, г зображені сигнали від тієї ж тріщини після диференційно-підсумовуючої обробки з використанням 10 вибірок сигналу. Порівняння сигналів на рис. 5 свідчить про ефективність диференційно-підсумовуючої обробки при заглушенні завад. Сигнал від дефекту після диференційно-підсумовуючої обробки змінює знак при скануванні над дефектом, що спрощує інтерпретацію сигналів при контролі. Крім того, заглушуються «повільні» зміни сигналу через кривизну поверхні ОК.

Проведені дослідження показали, що ВМ з використанням селективних ВСП і вдосконаленого дефектоскопу типу ВД 3-71 з диференційно-підсумовуючою обробкою сигналу може ефективно застосовуватись для дефектоскопії грубооброблених поверхонь виробів із феромагнітних матеріалів, зокрема литва.

Дослідження впливу завад під час вихро-струмової дефектокопії залізничних осей. До-

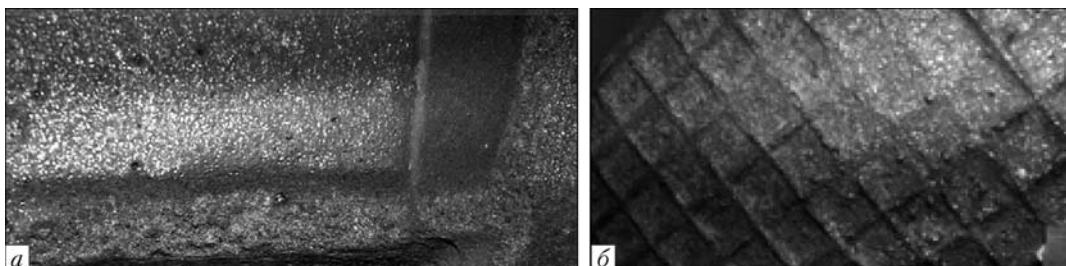


Рис. 4. Типовий стан поверхні литих деталей рами візка і балки; позначення а, б див. у тексті

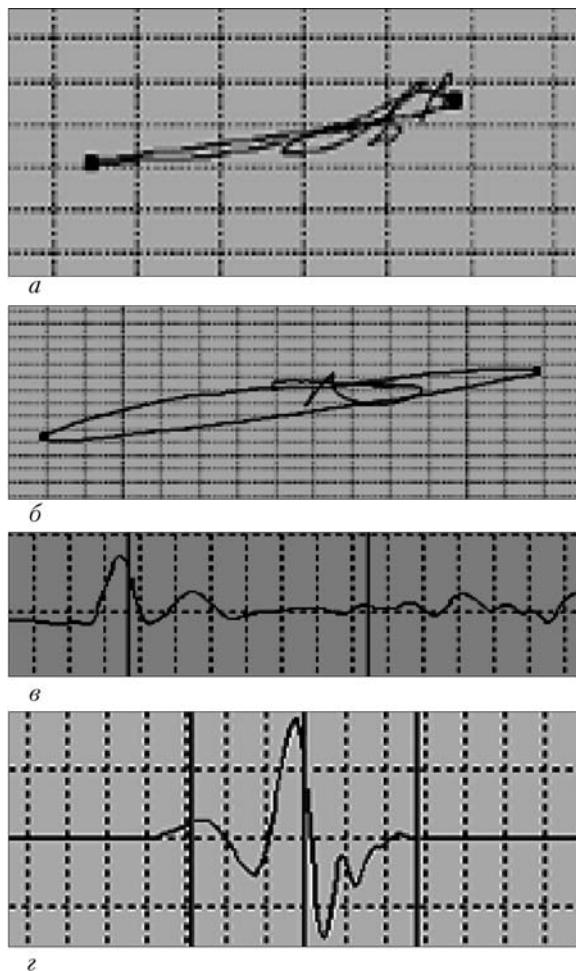


Рис. 5. Сигнали ВСП від тріщини без диференційно-підсумовуючої обробки сигналу (а, б) і після неї (в, г)

слідження чутливості проводили на стандартних зразках із штучними дефектами довжиною 15 мм (поздовжні дефекти) і 50 мм (поперечні дефекти), глибиною 0,5 мм, розкриттям 20 мкм. Такий дефект відповідає вимогам апаратури для контролю осей і зареєстрований за № МТ 039.2001 у реєстрі засобів вимірювань в залізничному транспорті. На рис. 6 зображені сигнали ВСП типу МДФ 0701 від поздовжнього дефекту у стандартному зразку в комплексній площині (рис. 6, а) і відповідні компоненти сигналу з часовою розгорткою (рис. 6, б).

На часовій розгортці видно чотири технологічні

сигнали (рис. 6, Т) від країв стандартного зразка,

кожен з яких складається з двох вставок, встановлених на осі. Сигнал від дефекту на часовій де-

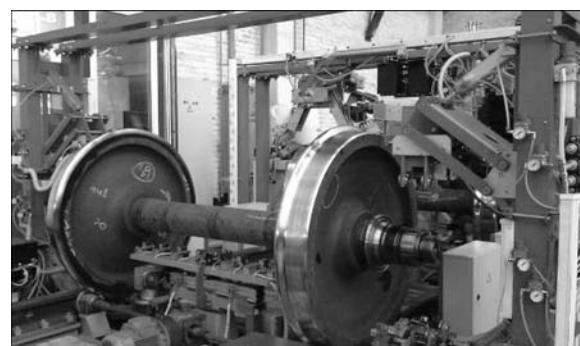


Рис. 7. Автоматизована система «CHK KP-8» з контролльованою колісною парою

фектограмі знаходиться у центрі (рис. 6, Д). На рис. 6, а технологічні дефекти відокремлені вибором створу курсору. З дефектограм на рис. 6 відно виявлення дефектів класу Б з високим співвідношенням сигнал/завада. Співвідношення сигнал/завада можна покращити із застосуванням представленої обробки сигналу. Отримані результати дозволили запропонувати нові технології вихрострумової дефектоскопії залізничних осей і колісних пар, оскільки досягнутий рівень чутливості дозволяє успішно замінити МП.

Використання ВМ в системах комплексної дефектоскопії залізничних колісних пар в умовах ремонту. Представлені ефективні щодо чутливості технології ручного НК колісних пар не забезпечують потреби залізничної галузі через низьку продуктивність. Тому виникла задача використання розроблених технологій в автоматичному режимі. При цьому заміна МП ВМ дозволить виконувати безконтактний контроль з високою продуктивністю. В результаті в НВФ «Промприлад» розроблена автоматизована система «CHK KP-8» (рис. 7), призначена для ультразвукового, електромагнітно-акустичного і ВК колісних пар, які надходять після довготривалої експлуатації на капітальний ремонт [7]. Для забезпечення необхідної продуктивності вихрострумовий НК здійснюють у багатоканальному режимі. Зокрема, для різних зон колісної пари використовуються 16 ВСП для контролю бічних поверхонь ободу колеса, 6 — поверхонь кочення, 9 — гребня, 8 — середньої частини осі, 8 — шийки осі, 10 — кілець. Автоматизовану систему «CHK KP-8» введено в експлуатацію на ДП «Укрспецвагон» (Панютине). Система забезпечує контроль не менше 10 колісних пар за годину. На

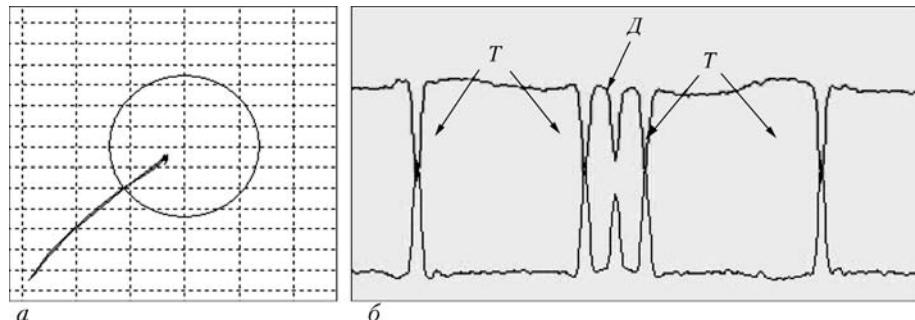


Рис. 6. Сигнал ВСП типу МДФ 0701 від дефекту на оптимальній частоті; позначення а, б див. у тексті

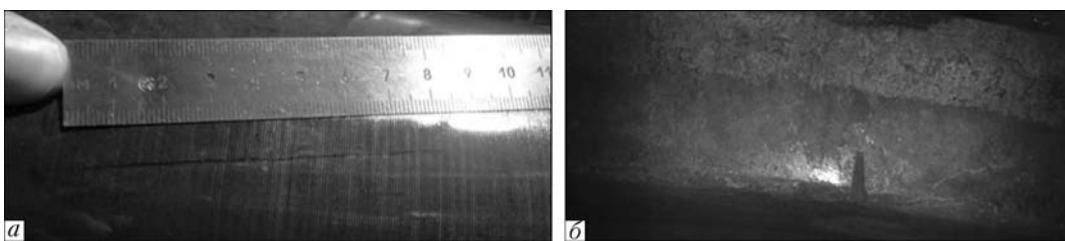


Рис. 8. Тріщини, виявлені в середній частині осі (а) і ободі колеса (б)

рис. 8 представлено дефекти колісної пари, виявлені в умовах ремонтного підприємства.

Висновки

1. Розроблено селективні ВСП і алгоритм диференційно-підсумовуючої обробки сигналів для зменшення впливу завад під час контролю грубо обробленої поверхні виробів із феромагнітних матеріалів. Створено параметричні ВСП, які дозволяють розширити зону чутливості. Вдосконалено автогенераторні та універсальні вихрострумові дефектоскопи. Проведено порівняльні дослідження, які показали можливість використання ВМ замість МП, що дозволить у 8–10 разів збільшити продуктивність контролю.

2. Запропоновано програму впровадження ВМ для контролю парових турбін на українських ТЕС, яка передбачає використання сучасних пристрій Українського виробництва. Розроблено стандартні зразки і методику контролю лопаток парових турбін, що експлуатуються на Добротвірській і Бурштинській ТЕС.

3. Показано ефективність запропонованих технологій для контролю деталей залізничного транспорту з грубообробленою поверхнею. Розроблено методику ВК деталей вагонів, виконаних способом литва в землю. Створено технології ручного ВК залізничних осей і колісних пар, а також автоматизовану систему контролю колісних пар в умовах ремонту.

1. *Вихрострумовий метод проти магнітопорошкового* / Г.Г. Луценко, В.М. Учанін, В.П. Міщенко, А.В. Опанасенко // Сучасні прилади, матеріали і технології для неруйнівного контролю і технічної діагностики машинобудівного і нафтогазопромислового обладнання: Тези доп. 6-ї міжнарод. наук.-техн. конф. (Івано-Франківськ, 29 листопада–2 грудня 2011 р.). – Івано-Франківськ: ІФТУНГ, 2011. – С. 53–58.
2. *Eddy Currents Versus Magnetic Particles* / G. Lutsenko, V. Uchanin, V. Mischenko, A. Opanasenko // Proc. 18th World Conf. on Nondestructive Testing. – Durban (South Africa), 2012 (Conference CD or www.ndt.net).
3. *A. c. 888024, МКІ G 01 N 27/90. Способ вихревоковий дефектоскопии* / В.Н. Учанин, А.Я. Тетерко. – Опубл. 7.12.81; Бюл. № 45.
4. *Усовершенствование универсального вихревокового дефектоскопа ВД 3-71* / В.Н. Учанин, А.В. Джаганян, А.В. Опанасенко и др. // Електромагнітні та акустичні методи неруйнівного контролю матеріалів та виробів – «ЛЕОТЕСТ-2010»: Матеріали 15-ї міжнарод. наук.-техн. конф. (Славське Львівської обл., 15–20 лютого 2010 р.). – Львів: ФМІ ім. Г.В. Карпенка НАНУ, 2010. – С. 30–33.
5. *Купровський Ю.Я. Успіхи та проблеми експлуатації устаткування Добротвірської ТЕС* // Енергетика та електрифікація. – 2010. – № 5. – С. 16–18.
6. *Проблеми експлуатаційного контролю елементів парових турбін теплових електростанцій* / Я.Д. Онищак, В.М. Учанин, І.Я. Кухта, І.Ф. Костюк // Електромагнітні та акустичні методи неруйнівного контролю матеріалів та виробів – «ЛЕОТЕСТ-2012»: Матеріали 17-ї міжнарод. наук.-техн. конф. (Славське Львівської обл., 15–20 лютого 2010 р.). – Львів: ФМІ ім. Г.В. Карпенка НАНУ, 2012. – С. 35–38.
7. *Eddy Current Inspection of Steel Castings with Roughly Finished Surfaces* / V. Uchanin, G. Lutsenko, A. Dzhaganian, O. Nikonenko // 10 European Conf. on Nondestructive Testing (June 7–10 2010, Moscow). Abstracts. Part 1. – Moscow, 2010. – P. 102 (Conference CD or www.ndt.com).

ПРОЕКТ 2.10*Розробка системи діагностики термонапруженого стану та лічильника ресурсу роторів турбін*

УДК 620.179.14

РОЗРОБКА СИСТЕМИ ДІАГНОСТИКИ ТЕРМОНАПРУЖЕНОГО СТАНУ ТА ЛІЧИЛЬНИКА РЕСУРСУ РОТОРІВ ТУРБІН

М.Г. ШУЛЬЖЕНКО¹, д-р техн. наук, П.П. ГОНТАРОВСЬКИЙ¹, Ю.І. МАТЮХІН¹,Н.Г. ГАРМАШ¹, кандидати техн. наук, В.П. ГОНТАРОВСЬКИЙ², зам. нач. рем. цеху(¹Ін-т проблем машинобудування ім. А.М. Підгорного,²ПАТ «Харківська ТЕЦ-5»)

Пропонується система діагностики термонапруженого стану та спрацювання ресурсу ротора високого тиску турбіни Т-250/300-240 від малоциклової утоми і повзучості матеріалу в умовах експлуатації агрегату з використанням архівованих параметрів АСУ ТП

Ключові слова: ротор турбіни, діагностика, термонапруженій стан, лічильник ресурсу

В останні роки добова нерівномірність споживання електроенергії створює проблему дефіциту маневрової складової енергогенеруючих потужностей. Для регулювання добової нерівномірності вироблення електроенергії застосовуються теплофікаційні агрегати Т-250/300-240, їх робота на режимах компенсації пікових навантажень характеризується прискореним спрацюванням ресурсу обладнання. Значну частку у накопичення пошкоджуваності вносять пуски-зупини турбоагрегатів, а також режими з глибоким розвантаженням при великій кількості таких циклів (до 240 за рік).

Попередні розрахункові дослідження [1] за свідчують, що ресурс турбіни при цьому визначається ротором високого тиску (РВТ). У зв'язку з цим важливою є оцінка спрацювання ресурсу на реальних пуско-зупинних та перехідних режимах експлуатації турбоагрегату, які часто відрізняються від інструкційних. Тому оцінку ресурсу необхідно здійснювати з використанням даних про фактичні пуско-зупинні і перехідні режими роботи турбіни за весь термін її роботи з урахуванням історії циклічного пружно-пластичного деформування матеріалу, ігнорування якою може призводити до значних похибок. Актуальним є створення комп'ютеризованої системи діагностики спрацювання ресурсу, яка б враховувала вплив усіх фактічних режимів роботи турбоагрегату в найбільш небезпечних зонах РВТ.

Серед робіт, у яких розглядаються питання створення лічильників ресурсу відмітимо [2–4]. В Україні сьогодні немає працюючих указаних систем діагностики та аналогів лічильника ресурсу.

Завдяки розвитку обчислювальної техніки, нових методик і можливостей програмного забезпечення на базі методу скінчених елементів стала можливою оцінка температурного, термонапруженого станів і спрацювання ресурсу роторів на автоматизованому рівні з використанням осесиметричних розрахункових схем [1, 5].

В даній роботі описується комп'ютерна система діагностування термонапруженого стану та лічильника ресурсу РВТ турбіни Т-250/300-240, що створена з використанням основних положень розробленого документа [6]. Для діагностики теплового та термонапруженого стану РВТ системою ідентифікуються режими роботи турбіни: прогрів лабіринтових ущільнень і набір вакууму, поштовх ротора, набір обертів, набір потужності, стаціонарний режим, робота на частковому навантаженні, зупин зі зривом чи без зриву вакууму, остигання на валоповороті, зупин з розхолодженням для ремонту та ін. Вони необхідні для визначення умов теплообміну, бо на різних режимах роботи ті чи інші ділянки ротора омиваються парою з різним тиском і температурою.

На основі створеної математичної моделі використовується розрахунковий аналіз теплового та термонапруженого стану РВТ в найбільш напружених зонах (рис. 1): в чотирьох теплових канавках переднього ущільнення (точки 1–4), канавці діафрагмового ущільнення між першим і другим ступенями (точка 5), внутрішній розточці під першим ступенем (точка 6), придисковій галтели регулюючого ступеня (точка 7) та канавці внутрішнього ущільнення (точка 8). Як показали попередні розрахункові дослідження максимальні напруження і спрацювання ресурсу від малоциклової утоми

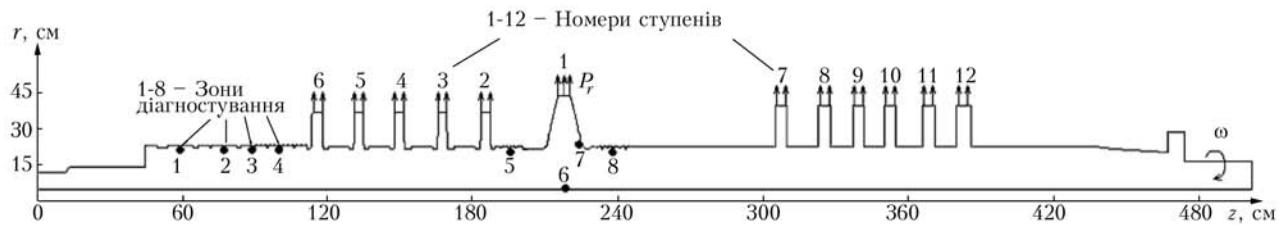


Рис. 1. Зони діагностування ресурсу РВТ

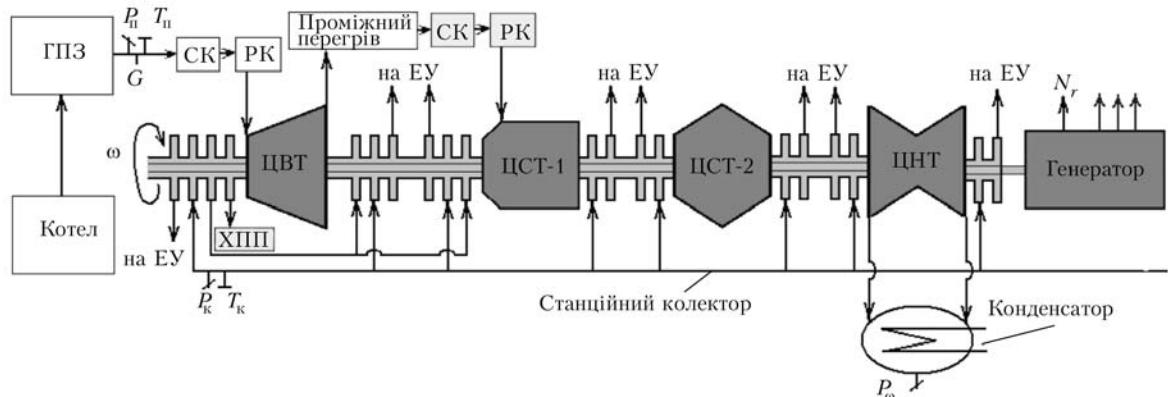


Рис. 2. Схема турбоагрегату T-250/300-240 УТМЗ: ЕУ — ежектор ущільнень; СК — стопорний клапан; РК — регулюючий клапан; ГПЗ — головна парова засувка; ХПП — холодний промперегрів

(МЦУ) і повзучості мають місце у вказаніх зонах на різних режимах роботи.

Ідентифікація режимів роботи турбіни і визначення умов теплообміну здійснюється на основі використання параметрів АСУ ТП [7], що змінюються за часом t (рис. 2). При цьому використовуються: частота обертання ротора $\omega(t)$; температура гострої пари перед стопорними клапанами $T_n(t)$, що усереднюється за даними для правої і лівої ниток трубопроводів; тиск гострої пари перед стопорними клапанами $P_n(t)$; активна потужність генератора $N_r(t)$; витрата гострої пари $G(t)$ (при потужності $N_r(t) > 100$ МВт при роботі турбіни в теплофікаційному режимі), що усереднюється за даними для правої і лівої ниток трубопроводів; температура пари в станційному колекторі $T_k(t)$, що поступає на лабіринтові ущільнення циліндра високого тиску; тиск пари в колекторі $P_k(t)$; тиск в конденсаторі $P_w(t)$ (степінь вакууму).

На основі значень температури $T_n(t)$ і тиску $P_n(t)$ гострої пари для різної потужності турбоагрегату $N_r(t)$ визначаються параметри пари (температура і тиск) на ступенях і лабіринтових ущільненнях. При цьому використовуються дані теплових розрахунків середовища проточної частини турбіни T-250/300-240 для пусків з різних теплових станів для різних потужностей. Напрямки

потоків і параметри пари в кінцевих ущільненнях залежать від параметрів пари в станційному колекторі, тиску в конденсаторі та потужності турбіни. Коєфіцієнти теплообміну на всіх ділянках РВТ обчислюються за критеріальними залежностями методики [8] з використанням даних по геометричних параметрах ущільнень та перепаду температур і тиску пари. Теплофізичні характеристики пари (пітомий об'єм, динамічна в'язкість, кінематична в'язкість, число Прандтля та ін.) знаходяться за апроксимаційними залежностями [8].

Температурні поля та термонапруженій стан РВТ визначаються шляхом розв'язання осесиметричних нестаціонарних задач тепlopровідності та термомеханіки методом скінченних елементів. Дискретизація меридіонального перерізу на скінченні елементи показана на рис. 3.

Термонапруженій стан на дні теплових канавок визначається з використанням коефіцієнтів концентрації за напруженнями на поверхні ротора і на дні теплових канавок:

$$\sigma_{i \max} = \sigma_{in} + 2\sqrt{h/\rho}(0,42\sigma_{in} + 0,58\sigma_{id})(1 - e^{-0,3l/h}), \quad (1)$$

де σ_{in} — інтенсивність напружень на поверхні ротора в зоні канавки; σ_{id} — інтенсивність напружень на радіусі дна теплової канавки; h — гли-



Рис. 3. Скінченно-елементна схема РВТ

бина канавки; ρ – радіус кривизни дна канавки; l – відстань між канавками.

При розв'язанні нестационарної задачі вибір кроків за часом здійснюється по заданих уставках $\Delta\omega$, ΔT_p та ΔN_t за спеціальними алгоритмами в залежності від швидкості зміни технологічних параметрів: частоти обертання ротора $\omega(t)$, температури гострої пари $T_p(t)$ та потужності турбоагрегату $N_t(t)$. Кроки за часом плавно змінюються від мінімального 30 с при швидкій зміні параметрів до 900 с на стаціонарному режимі роботи турбоагрегату.

Визначення пошкодженості ротора від МЦУ при складному нерегулярному навантаженні полягає в наступному. На кожному кроці за часом у всіх точках діагностування 1–8 аналізуються еквівалентні пружні напруження з урахуванням їхньої концентрації і визначаються локальні максимуми і мінімуми напружень, час і температура, яким вони відповідають. За еквівалентні напруження і деформації приймаються інтенсивності напружень чи деформацій з урахуванням знаку максимальної радіальної, осьової чи окружної компоненти. Щоб скористатися узагальненою діаграмою пружнопластичного циклічного деформування сталі та ізотермічними експериментальними кривими МЦУ, значення еквівалентних напружень приводяться до так званої розрахункової температури, за яку приймається максимальна температура, що досягається на номінальному стаціонарному режимі експлуатації. Еквівалентні діючі напруження та еквівалентні пружнопластичні деформації знаходяться за формулою Нейбера [9]. При цьому враховується історія деформування матеріалу за моделлю Мазінга–Афанасьєва та ефект пам'яті матеріалу [1]. Формування півциклів та циклів навантаження виконується з використанням методу дощу [9]. За напіврозмахами еквівалентних пружнопластичних деформацій знаходяться з використанням даних МЦУ для сталі Р2МА кількість циклів до руйнування без урахування та з урахуванням коефіцієнту запасу [6]. Пріріст пошкодження за цикл, дата та час фіксуються у відповідному електронному журналі лічильника ресурсу для даної точки діагностування. При цьому звільняється оперативна пам'ять комп'ютера, де зберігалась інформація для цього циклу навантаження, тому нестача оперативної пам'яті при великій кількості циклів не проявляється.

В найбільш нагрітих зонах діагностування 6 і 7 спостерігаються найбільші пошкодження від повзучості матеріалу. Для визначення пошкодженості від повзучості P_c використовується силовий критерій руйнування з умовою лінійного сумування пошкоджень, який для безперервної зміни навантаження має вигляд

$$P_c = \int_0^{t_p} \frac{dt}{t_p(\sigma_e, T)} = 1, \quad (2)$$

де t_p – час до появи макротріщини; $t_p(\sigma_e, T)$ – час до руйнування при заданій інтенсивності напружень σ_e і температурі T , який визначається з кривої довготривалої міцності.

Для знаходження часу до руйнування $t_p(\sigma_e, T)$ при різних напруженнях і температурах замість кривих довготривалої міцності використовуються умовні параметричні діаграми довготривалої міцності з безрозмірним температурно-часовим параметром P [10]. Для сталі Р2МА цей параметр визначається так:

$$P = T(\lg t - 2 \lg T + 25) \cdot 10^{-3}, \quad (3)$$

де t – наробіток, год; T – температура металу, К.

У лічильнику ресурсу пошкодження від повзучості враховуються лише тоді, коли температура металу в точках 7 і 8 перевищує 450 °C. Для визначення пошкодження за час діагностування ΔP_c – без урахування і $[\Delta P_c]$ – з урахуванням коефіцієнта запасу при дискретній зміні навантаження використовуються наступні співвідношення, що слідують з рівнянь (2):

$$\Delta P_c = \sum_i \frac{\Delta t_i}{\Delta t_{pi}}, \quad [\Delta P_c] = \sum_i \frac{\Delta t_i n(t_{pi})}{t_{pi}}, \quad (4)$$

де t_{pi} – час до появи тріщини повзучості при еквівалентному напруженні $\sigma_e(t_i)$ (що усереднюється за крок Δt_i) та температурі $T(t_i)$; $n(t_{pi})$ – коефіцієнт запасу для пошкодження від повзучості, який залежить від часу до руйнування [1, 6].

Еквівалентні напруження $\sigma_e(t_i)$ враховують релаксацію напружень, яка залежить від наробітку ротора в умовах повзучості. Час до руйнування t_{pi} при напруженнях $\sigma_e(t_i)$ і температурі $T(t_i)$ (в градусах Кельвіна) визначається з використанням (3)

$$t_{pi} = 10^{\frac{(P_{dm} 1000 / T(t_i)) + 2 \lg T(t_i) - 25}{10}},$$

де параметр P_{dm} знаходиться на основі виразу для довготривалої міцності сталі [10]:

$$P_{dm} = (25728 - 2400 \lg \sigma_e(t_i) - 7,5483 \sigma_e(t_i)) \cdot 10^{-3}.$$

При першому запуску програми лічильника ресурсу утворюються і відкриваються на запис файли, що містять інформацію про історію деформування матеріалу при циклічному навантаженні, а також файли-журнали попередньої пошкодженості матеріалу. В подальшому ці файли лише відкриваються на запис. Якщо робота турбоагрегату перед черговим діагностуванням призупинялась на тривалий час з відключенням роботи АСУ ТП (наприклад, на ремонт), то початкове температурне поле ротора знаходитьться з використанням даних про остигання ротора при простоті турбоагрегату. Створений програмний комплекс забезпечено графічним інтерфейсом, який дозволяє на екрані монітора отримати графіки зміни за часом параметрів АСУ ТП, температур та еквівалентних напружень у точках діагностування турбоагрегату.

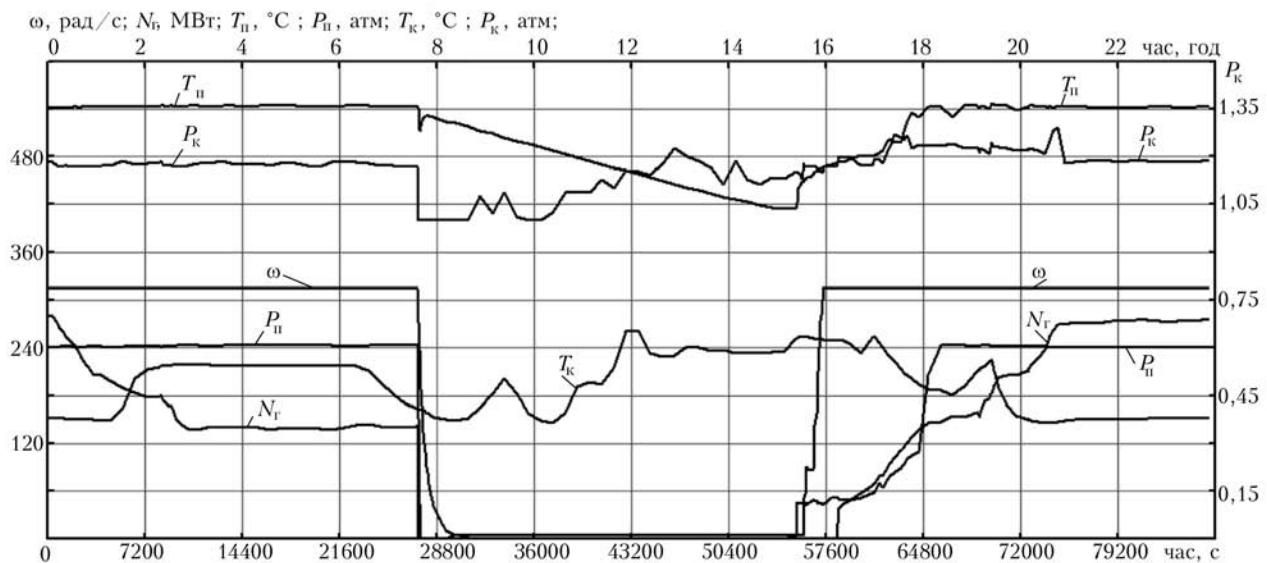


Рис. 4. Зміна за часом технологічних параметрів АСУ ТП

Проведена апробація роботи системи діагностики за даними АСУ ТП, що отримані в вересні–грудні 2011 р. на агрегаті Т-250/300-240 Харківської ТЕЦ-5. Для прикладу на рис. 4 зображенено

зміну параметрів ω , N_r , T_n , P_n , T_k , P_k , при зупині без зриву вакууму турбоагрегату Т-250/300-240 на Харківській ТЕЦ-5 та його пуску з гарячого стану 01.10. 2011 р.

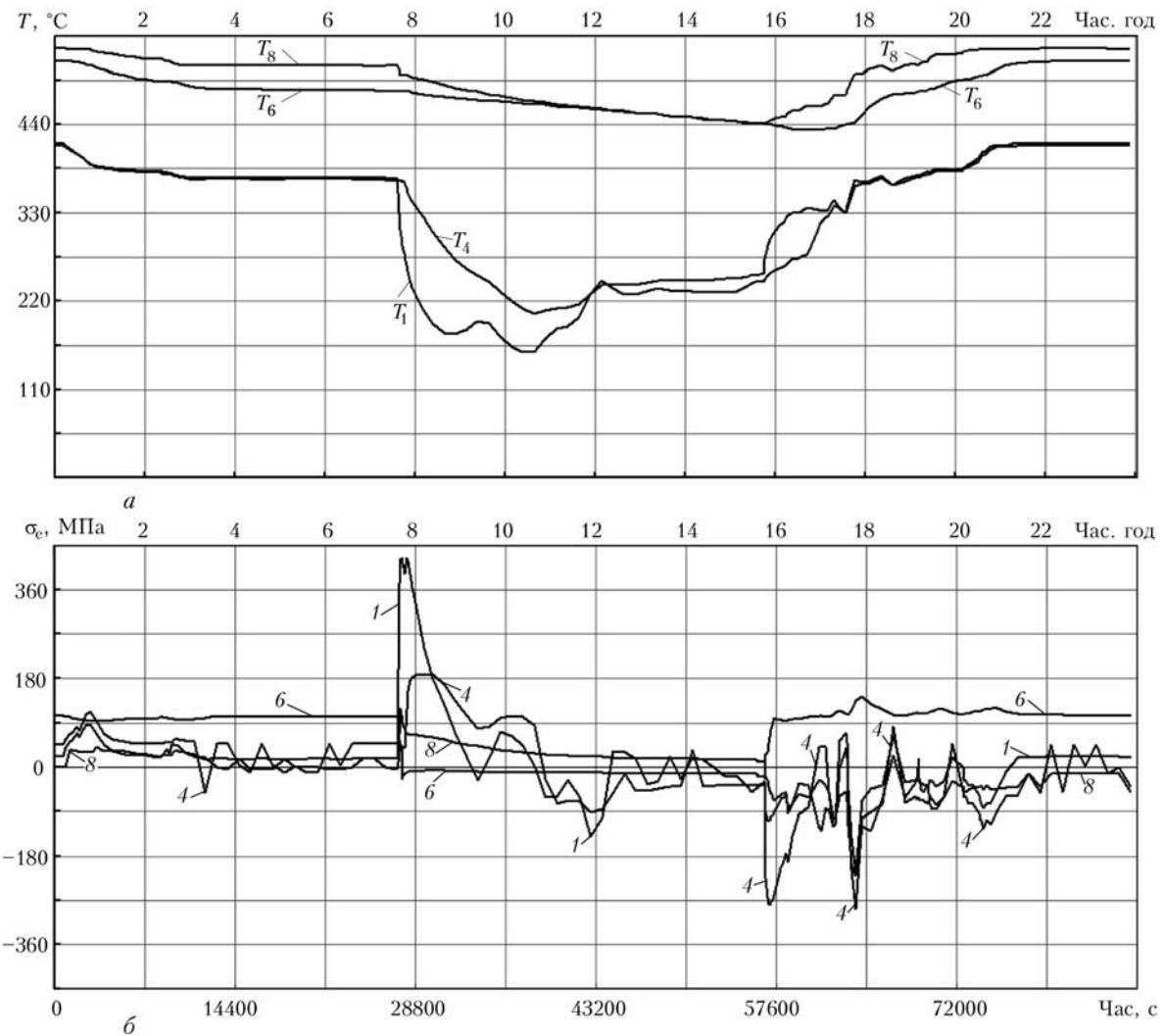


Рис. 5. Зміна за часом в точках діагностування 1, 4, 6, 8: а — температур; б — еквівалентних напружень

На рис. 5 показано зміну за часом температур (рис. 5, а) і пружних еквівалентних напружень (рис. 5, б) в точках діагностування 1, 4, 6, 8 РВТ, що відповідають наведеній вище зміні параметрів АСУ ТП.

Апробація в лабораторних умовах показала, що система здійснює діагностику теплового, термоапруженого стану і спрацювання ресурсу в найбільш навантажених зонах РВТ на реальних режимах роботи турбоагрегату і може бути запропонована в пробну експлуатацію. У створеному діагностичному комплексі врахована можливість корегування технологічних параметрів при відмовах АСУ ТП, які пов'язані з неправильною реєстрацією параметрів.

Висновки

До особливостей запропонованої системи діагностики термоапруженого стану та лічильника ресурсу можна віднести наступне.

Розрахунковий моніторинг теплового та термоапруженого стану здійснюється за фактичними режимами роботи турбоагрегату.

Режими роботи турбоагрегату визначаються за технологічними параметрами АСУ ТП, що не потребує встановлення на турбоагрегаті термопар та іншого обладнання.

Математична модель системи діагностики враховує фактичні пуско-зупинні та змінні режими роботи турбоагрегату, в тому числі і зупин з розхолоджуванням перед ремонтом.

Алгоритми визначення пошкодженості від МЦУ включають всю історію пружнопластичного деформування матеріалу, а пошкодження від повзучості — зміни за часом напружень, температури та релаксацію напружень.

Система дозволяє виявити найбільш небезпечні режими спрацювання ресурсу, а також оптимізувати пуско-зупинні і переходні режими за часом,

що може дати економію палива та підвищити надійність експлуатації турбоагрегату.

Розроблена система діагностики термоапруженого стану та лічильника ресурсу може бути використана на всіх турбоагрегатах даного типу. Впровадження системи потребує врахування особливостей роботи встановленої на турбоагрегаті системи АСУ ТП.

1. Шульженко Н.Г., Гонтаровский П.П., Зайцев Б.Ф. Задачи термопрочности, вибродиагностики и ресурса энергетических агрегатов. — Харьков: ХНАДУ, 2011. — 444 с.
2. Буссе Л., Шмидт Ю. Применение счетчиков ресурса на паровых турбинах // Продление ресурса ТЭС: Сб. докл. междунар. конф. — М.: ВТИ, 1994. — Т. 2, 216. — С. 1–9.
3. Лейзерович А.Ш. Эксплуатационный контроль за накоплением поврежденности деталей паровых турбин // Энергохозяйство за рубежом. — 1979. — № 1. — С. 6–10.
4. Разработка опытной автоматизированной системы технической диагностики для энергоблока 300 МВт Зуевской ГРЭС-2 / О.Т. Ильченко, А.В. Антонович, И.М. Мельник и др. // Энергетика и электрификация. — 1989. — № 1. — С. 17–20.
5. Расчетный ресурс высокотемпературных роторов турбины Т-250/300-240. Ч. II. Оценка поврежденности и остаточного ресурса / Н.Г. Шульженко, П.П. Гонтаровский, В.Н. Голощапов и др. // Там же. — 2011. — № 2(330). — С. 42–49.
6. Визначення розрахункового ресурсу та оцінка живучості роторів і корпусних деталей турбін. Методичні вказівки: СОУ-Н МЕВ 40.1-21677681-52:2011 / М.Г. Шульженко, П.П. Гонтаровський, Ю.І. Матюхін та ін. — К.: ОЕП «ГРІФРЕ»: М-во енергетики та вугільної промисловості України, 2011. — 48 с.
7. Гонтаровський В.П., Єфремов Ю.Г., Гармаш Н.Г. Автоматизація визначення режимів роботи турбіни Т-250/300-240 за даними АСУ ТП // Десятий міжнар. симпозіум укр. інж.-механіків у Львові: Зб. пр. — Львів: КІНПАТРІ ЛТД. — 2011. — С. 32–34.
8. Расчет температурных полей роторов и корпусов паровых турбин: РТМ 108.020.16-85. — Взамен РТМ 24.020.16-73; Введ. 01.01.85. — Л.: НПО ЦКТИ, 1985. — 116 с.
9. Методика оперативної оцінки пошкодженості матеріалу ротора турбіни при циклічному навантаженні і повзучості / М.Г. Шульженко, Ю.І. Матюхін, Н.Г. Гармаш та ін. // Пробл. машиностроения. — 2011. — № 5. — С. 46–52.
10. Резинских В.Ф., Гладштейн В.И., Авруцкий Г.Д. Увеличение ресурса длительно работающих паровых турбин. — М.: Изд. дом МЭИ, 2007. — 296 с.

ПРОЕКТ 2.11

Проведення натуруних випробувань приймально-детектуючого тракту цифрової радіографічної системи з отриманням тіньових рентгенівських зображень

УДК 620.179.152:621.791 / 792

ПОПЕРЕДНІ ВИПРОБУВАННЯ ПРИЙМАЛЬНО-ДЕТЕКТУЮЧОГО ТРАКТУ ДЛЯ ДЕФЕКТОСКОПІЇ

В.Д. РИЖИКОВ, д-р фіз.-мат. наук, **О.Д. ОПОЛОНИН**, інж., академік НАН України **Б.В. ГРИНЬОВ**,
В.Г. ВОЛКОВ, інж., **О.К. ЛИСЕЦЬКА**, канд. хім. наук, **С.М. ГАЛКІН**, **Є.Ф. ВОРОНКІН**, кандидати техн. наук
(Ін-т сцинтиляційних матеріалів НАН України)

Проведено попередні випробування приймально-детектуючого тракту з лінійкою 32-канальних детекторів типу сцинтилятор–фотодіод для поля сканування 200 мм. За допомогою макетів цифрової радіографічної системи та стандартних тестових об'єктів визначено просторову роздільність (не гірше 1,25 пар ліній / мм) та виявну здатність (краща ніж 0,2 мм сталого дроту за 6 мм сталі). Визначена роздільна здатність по товщині (за 6 мм сталі) становить 1–2 % в залежності від застосування усереднення за результатами трьох вимірювань. Випробування проведено з використанням типових та сучасних рентгенівських апаратів в умовах, наближених до виробничих.

Ключові слова: цифрова радіографія, детектор, просторове розділення, зображення, неруйнівний контроль

Стрімкий розвиток цифрових радіографічних систем (ЦРС) призводить до поступового усунення плівкового радіографічного контролю (ПРК) [1–6]. Проте приблизно 70 % об'єму радіографічного неруйнівного контролю (НК) й надалі виконується за допомогою ПРК. Це обумовлено високим просторовим розділенням (ПР) ПРК. Крім того, нормативна база, що регламентує застосування ЦРС, знаходиться на стадії розробки, і найбільш відповідальні вироби авіації, військової техніки тощо проходять дефектоскопію і паспортизацію з використанням ПРК.

Недоліки ПРК полягають у потребі в дорогих матеріалах; значній тривалості обробки плівки; малому динамічному діапазону; низькій ефективності реєстрації високоенергетичного рентгенівського випромінювання тощо.

Нами розроблено приймально-детектувальний тракт (ПДТ) на базі лінійки детекторів (ЛД) типу сцинтилятор–фотодіод (СЦ-ФД) для ЦРС [1, 7–10]. Такі ЦРС ремонтопридатні і мають істотно меншу вартість (20–40 тис. дол.), ніж ЦРС на базі плоских детекторів з аморфного кремнію. Головним напрямом розвитку ЦРС є підвищення ПР [6]. Проте на шляху створення детекторів СЦ-ФД існують технологічні проблеми [1–3, 7]. Спільно з НДІ Мікроприлад (м. Київ) розроблено нову конструкцію 32-канального фотодіода (ФД), яка завдяки перевагам (порівняно з попередніми фотоприймачами) [4, 7, 8] дозволила удосконалити детектор в цілому [7].

Детектор має апертуру окремого каналу $0,8 \times 0,8$ мм² при товщині сцинтилятора (СЦ) 4 мм, що забезпечує при використанні різних СЦ ефективне детектування рентгенівського випромінювання з енергією від 30 до 300 кеВ.

Для отримання тіньових рентгенівських зображень тестових об'єктів ПДТ був послідовно інтегрований в макети ЦРС з такими рентгенівськими апаратами: «Isovolt Titan 160» ($U_{a\ max} = 160$ кВ, $I_{a\ max} = 45$ мА, $P_{max} = 4,5$ кВт); «РАПАН 140/140» ($U_{a\ max} = 140$ кВ, $I_{a\ max} = 1$ мА); «РАП 150/300» ($U_{a\ max} = 300$ кВ, $I_{a\ max} = 10$ мА, $P_{max} = 3$ кВт); «Екстравольт 350» ($U_{a\ max} = 350$ кВ, $I_{a\ max} = 10$ мА, $P_{max} = 3,5$ кВт). Дослідження показали, що ПР складає 1,25 пар ліній / мм, а виявна здатність краща, ніж у сталевого дроту діаметром 0,2 мм [9, 10].

Метою даної роботи є випробування ПДТ у складі макетів ЦРС в умовах, максимально наближених до виробничих, тобто із зачлененням традиційного рентгенівського джерела «РАП 150/300» та джерела з високою частотою формувача анодної напруги типу «Екстравольт 350».

Випробування ПДТ у складі макетів ЦРС. Випробовувані ПДТ на базі ЛД типу СЦ-ФД орієнтовані на проведення неруйнівного контролю промислових виробів з еквівалентною товщиною по сталі до (80–120) мм.

Два типи ПДТ, які відрізняються кількістю розрядів аналого-цифрового перетворювача (АЦП), випробовувалися в лабораторії Інституту електrozварювання ім. Є.О. Патона.

Макет ЦРС з ПДТ на базі 12-розрядного АЦП змонтовано з рентгенівським апаратом «РАП

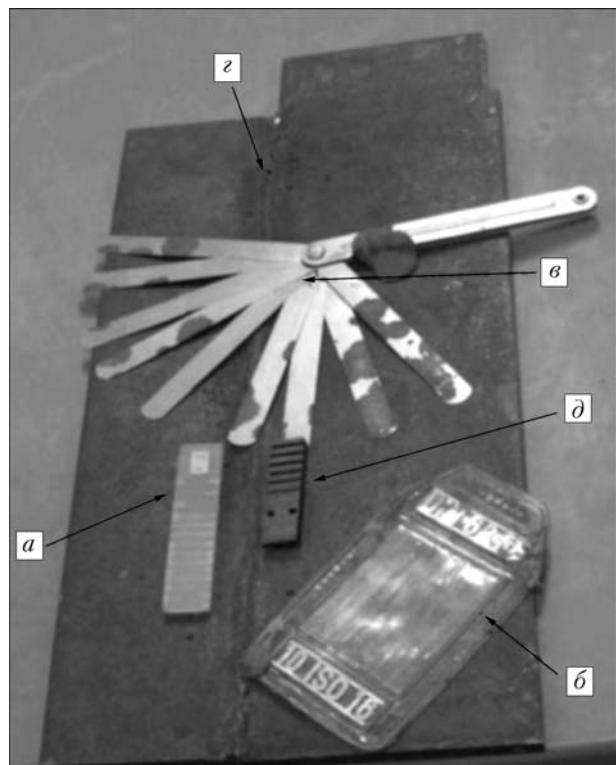


Рис. 1. Зовнішній вигляд стандартних тестових об'єктів: а — EN 462-5 (набір пар дротиків); б — набір залізних дротиків DIN 62 Fe (10 ISO 16); в — комплект автомобільних щупів; г — зварне з'єднання сталевих пластин товщиною 6 мм; д — канавковий еталон чутливості № 2 (ГОСТ 7512-82)

150/300»; а на базі 16-розрядного — з «Екстравольт 350».

Була використана 32-канальна ЛД нового дизайну для поля сканування ширину 200 мм. Виготовлені збірки СЦ мають розміри $25,4 \times 4,0 \times 0,6$ мм, високу однорідність люмінесцентних характеристик і точно розміщені на фоточутливих елементах багатоканального ФД [9]. Схему розташування елементів макету ЦРС наведено в роботах [1, 5, 7–10].

Для отримання тіньових рентгенівських зображень вибрані зварні з'єднання пластин з алюмі-

нію, сталі і титану, сертифіковані для оцінки якості НК. На поверхні пластин поряд із зварним швом закріплювалися еталони, виготовлені з відповідного матеріалу. Зовнішній вигляд об'єкту контролю (ОК) зображенний на рис. 1.

За допомогою макетів ЦРС і стандартних тестових об'єктів EN 462-5 (канавковий еталон чутливості № 1 (ГОСТ 7512-82), набір залізних дротиків DIN 62 Fe (10 ISO 16), комплект сталевих автомобільних щупів товщиною від 0,10 до 0,02 мм, а також зварне з'єднання сталевих пластин товщиною 6 мм) визначено ПР та роздільну здатність по товщині (РЗТ). Розміри дротиків, які входять до набору стандартних тестових об'єктів EN 462-5 і DIN 62 Fe (10 ISO 16), такі:

Пара	1D	2D	3D	4D	5D	6D
Діаметр, мм	1,60	1,26	1,00	0,80	0,64	0,50
Пара	7D	8D	9D	10D	11D	12D
Діаметр, мм	0,40	0,32	0,26	0,20	0,16	0,13
						13D

Розміри дротиків тестового об'єкту — DIN 62 Fe (10 ISO 16) такі:

№ дротику	Діаметр, мм	Похибка, мм
W10	0,40	$\pm 0,01$
W11	0,32	
W12	0,25	
W13	0,20	
W14	0,16	
W15	0,125	$\pm 0,05$
W16	0,100	
W17	0,080	

На рис. 2 наведено тіньове рентгенівське зображення зварних алюмінієвих пластин з канавковим еталоном чутливості № 1 (ГОСТ 7512-82) і еталоном EN 462-5 (набір пар дротиків), отримане з використанням рентгенівського апарату «Екстра-

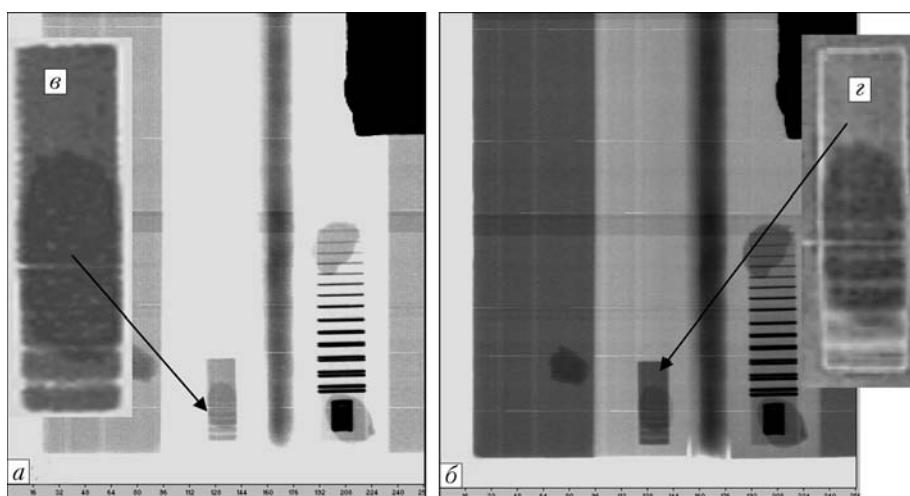


Рис. 2. Тіньове рентгенівське зображення зварних алюмінієвих пластин з канавковим еталоном чутливості № 1 (ГОСТ 7512-82) та еталоном EN 462-5 — набором пар дротиків з різними настройками контраста (а, б) та збільшене псевдокольорове зображення канавкового еталону (в, г)

вольт 350» при анодній напрузі 140 кВ. На зображення видно вузькі і широкі горизонтальні смуги, причиною яких є нестабільність роботи рентгенівського апарату. За канавковим еталоном № 1 (рис. 2, ε, γ) можна побачити п'яту канавку глибиною 0,2 мм, шоста канавка глибиною 0,1 мм виявляється тільки після математичної обробки із застосуванням псевдокольорової палітри. Враховуючи, що товщина ОК досягає 6 мм, а товщина еталону 2 мм, п'ята канавка вказує на РЗТ — 2,5 %, шоста — 1,25 %. Оскільки ширина канавки еталону № 1 складає 0,5 мм, а апертура детектора — $0,8 \times 0,8 \text{ mm}^2$, то можна очікувати, що реальна РЗТ при розмірі потоншення більшому, ніж апертура детектора, і краща за оцінену вище.

Для оцінки РЗТ нами був використаний набір автомобільних щупів, розміри яких значно перевищують апертуру детектора, а товщина змінюється від 0,1 до 0,02 мм з кроком 0,01 мм. За еталоном EN 462-5 (рис. 2) можна оцінити ПР макету ЦРС. Його значення становило не менше 1,25 пар ліній / мм.

На рис. 3 наведено тіньове рентгенівське зображення зварних титанових пластин товщиною 4 мм з канавковим еталоном чутливості № 1 при анодній напрузі 200 кВ.

За результатами випробувань обидва ПДТ показали РЗТ близько 2 % без усереднення за результатами трьох вимірювань і близько 1 % при застосуванні усереднення. Причому приблизно однакові результати отримані при використанні обох рентгенівських джерел «РАП 150/300» та «Екстравольт 350».

Якщо порівняти тіньові рентгенівські зображення зварних сталевих пластин товщиною 6 мм, отримані з використанням «Ізовольт Титан 160» (рис. 4) [9, 10], із зображенням, одержаним за допомогою «Екстравольт 350» (рис. 5), то можна побачити, що РЗТ у другому випадку набагато гірше (відповідно 0,4 та 1,2 %).

Тіньові рентгенівські зображення, отримані з використанням «РАП 150/300», мають приблизно

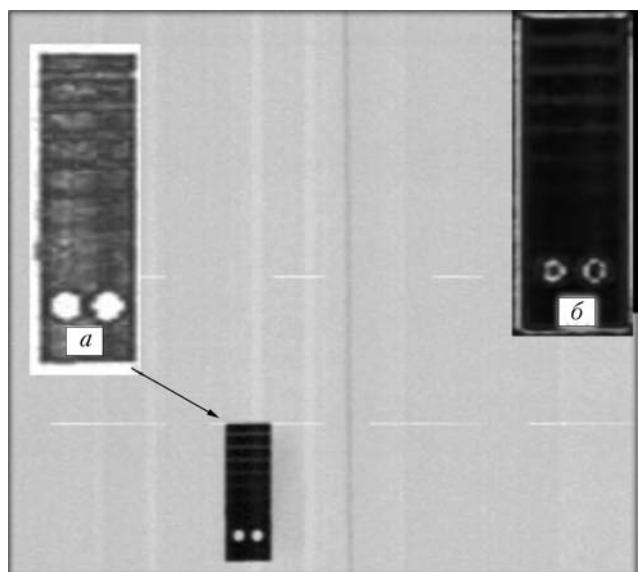


Рис. 3. Тіньове рентгенівське зображення зварних титанових пластин товщиною 4 мм та канавкового еталону № 1 із застосуванням різних псевдокольорових палітр (а, б)

ту ж якість, що і з використанням «Екстравольт 350» (рис. 5). Проте вертикальні періодичні смуги з незначним перепадом рівнів сигналів свідчать про вплив на роботу «РАП 150/300» мережної частоти 50 Гц, а горизонтальні смуги, які носять випадковий характер (рис. 5), — про можливі пробої в рентгенівській трубці апарату «Екстравольт 350».

Проведені випробування ПДТ у складі макетів ЦРС на базі апаратів «РАП 150/300» і «Екстравольт 350» дозволили визначити параметри ПР не гірше 1,25 пар ліній / мм; РЗТ, 1–2 %.

Таким чином, розроблений ПДТ може бути використаний при створенні ЦРС для НК різних промислових виробів товщиною до 80–120 мм за умови, коли ПР 1,25 пар / мм та РЗТ 1–2 % є достатніми.

Перевагою ЦРС на базі ПДТ, порівняно з ПРК, є можливість контролю протяжних об'єктів (довжина принципово не обмежена). Обмеження за швидкістю переміщення ОК складає приблизно

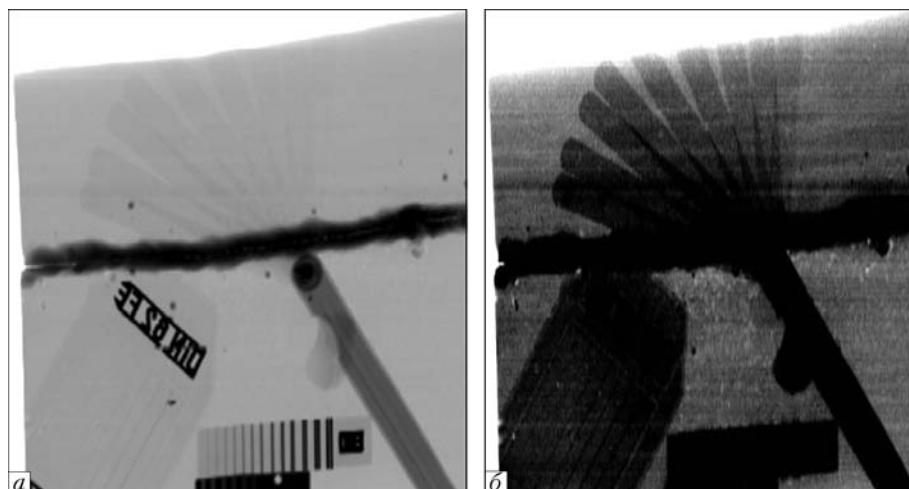


Рис. 4. Тіньове рентгенівське зображення зварних сталевих пластин товщиною 6 мм (а) з набором автомобільних щупів (б) товщиною від 0,10 мм до 0,02 мм, отримане з використанням рентгенівського апарату «Ізовольт Титан 160»

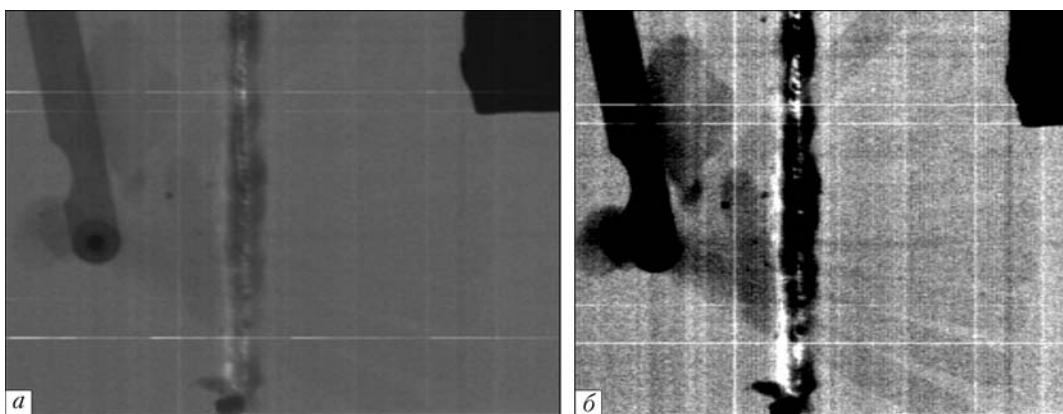


Рис. 5. Тіньове рентгенівське зображення зварних сталевих пластин товщиною 6 мм з набором автомобільних щупів товщиною від 0,10 до 0,02 мм (отримане з використанням рентгенівського апарату «Екстравольт 350»)

20 см/с без застосування усереднення або близько 8 см/с при усередненні. Недоліком ПДТ є чутливість до нестабільності роботи рентгенівських джерел. Подальші роботи можуть проводитись у напрямку попереднього радіографічного контролю промислових виробів за умови відповідності вимог до ПР та РЗТ результатам випробувань. Наприклад, використання ЦРС для 100 % контролю продукції ліття дозволить виявити такі дефекти, як пори, без витрат часу та коштів на ПРК.

1. *Development of Receiving-Detecting Circuit for Digital Radiographic Systems with Improved Spatial Resolution* / V.D. Ryzhikov, O.D. Opolonin, S.M. Galkin et al. // Proc. SPIE. — 2009. — Vol. 7450. — P. 74500J1–0J6.
2. *Приймально-детектуючий тракт цифрової радіографічної системи з підвищеним просторовим розділенням* / В.Д. Рижиков, О.Д. Ополонін, О.К. Лисецька та ін. // Техніч. диагностика і неразруш. контроль. — 2009. — № 4. — С. 5–10
3. *Grynyov B.V., Ryzhikov V.D., Seminozhenko V.P. Scintillation detectors and systems of radiation monitoring on their base*. — К.: Akademperiodyka, 2010. — 342 p.

4. *Multi-energy ZnSe-based radiography against terrorism: theory and experiments* / S.V. Naydenov, V.D. Ryzhikov, C.F. Smith et al. // Proc. of SPIE. — 2006. — Vol. 6319. — P. 63191A1-A8.
5. *ZnSe(Te)-based crystals and detectors for nondestructive testing and cargo inspection* / V.P. Seminozhenko, V.D. Ryzhikov, A.D. Opolonin et al. // Ibid. — 2006. — Vol. 6319. — P. 6319B-1-B-8.
6. *New digital radiography procedure exceeds film sensitivity considerably in aerospace applications* / K. Bavendiek, U. Ewert, U. Zschergel et al. // Proc. the 9-th European conf. on NDT. — Berlin, Germany. — 2006. — Vol. 2. — P. 44–48.
7. *Гринев Б.В., Рижиков В.Д., Семиноженко В.П. Сцинтилляционные детекторы и системы радиационного мониторинга на их основе*. — Київ: Наук. думка, 2007. — 447 с.
8. *Scintillation materials and detectors on their base for non-destructive two-energy testing* / V. Ryzhikov, B. Grynyov, O. Opolonin et al. // Radiation Measurements. — 2007. — Vol. 42. — P. 915–920.
9. *A multi-energy method of non-destructive testing by determination of the effective atomic number of different materials* / V.D. Ryzhikov, O.D. Opolonin, S.M. Galkin et al. // Proc. SPIE. — 2010. — Vol. 7805. — P. 78051P1–P9.
10. *Detector array with improved spatial resolution for digital radiographic system* / V.D. Ryzhikov, O.D. Opolonin, S.M. Galkin et al. // Ibid. — Vol. 8142. — P. 81421C-1–81421C-8.

ПРОЕКТ 2.12

Розроблення діагностично-експертного комплексу для оцінювання надійності та ризику руйнування відповідальних трубопровідних систем тривалої експлуатації

УДК 620.191.33

РОЗРОБЛЕННЯ ДІАГНОСТИЧНО-ЕКСПЕРТНОГО КОМПЛЕКСУ ДЛЯ ОЦІНЮВАННЯ НАДІЙНОСТІ ТА РИЗИКУ РУЙНУВАННЯ ВІДПОВІДАЛЬНИХ ТРУБОПРОВІДНИХ СИСТЕМ ТРИВАЛОЇ ЕКСПЛУАТАЦІЇ

**Б.П. РУСИН, д-р техн. наук, А.М. СИРОТЮК, О.В. КАПШІЙ,
О.Л. БЛІЙ, Я.Ю. ВАРЕЦЬКИЙ,** кандидати техн. наук
(Фізико-механічний ін-т ім. Г.В. Карпенка НАН України)

Розроблено та побудовано діючий зразок діагностично-експертного комплексу для оцінювання роботоздатності та подальшої безпечної експлуатації дефектних трубопроводів. Комплекс складається з сучасного ультразвукового дефектоскопа УД4-76 та комп’ютерної програми, яка дозволяє обробляти та аналізувати результати ультразвукових обстежень конструкцій, робити експертні висновки про ризик руйнування та безпечну експлуатацію дефектного елемента трубопроводу на основі диференційованого оцінювання розмірів допустимих дефектів залежно від стану матеріалу трубопроводу, характеру експлуатаційних навантажень, а також специфіки транспортуваних продуктів. Запропоновано методику роботи з ультразвуковим дефектоскопом у різних режимах відбору інформації, показано її особливості та можливість об’єднання в один алгоритм обстеження залежно від поставленої задачі та особливостей дослідженого об’єкту.

Ключові слова: наземні трубопроводи, корозійні виразки та пітинги, тріщиноподібні дефекти, ультразвукова дефектоскопія, пороговий та критичний розмір дефекту, діаграма ризику руйнування, допустимі дефекти

Актуальність та практична важливість даної роботи пов’язана з гострою потребою інженерної практики у сучасних технічних засобах оцінювання міцності, ризику руйнування та залишкового ресурсу дефектних елементів відповідальних трубопровідних систем тривалої експлуатації (теплова енергетика, нафто- та газопроводи тощо).

Дана задача структурно складається з двох основних підзадач: оперативного отримання інформації про стан об’єкту та інтерпретації одержаних даних з метою підготовки висновків і прогнозів про роботоздатність та ресурс об’єкту.

Перша підзадача передбачає наявність сучасних ефективних засобів неруйнівного контролю, які дозволяють отримати інформацію про реальний стан матеріалу конструкції трубопроводів. Оптимальними для цього є пристрой ультразвукової дефектоскопії. Саме тому основою для побудови блоку первинного зняття інформації експертно-діагностичного комплексу обрано ультразвуковий дефектоскоп УД4-76, який дозволяє виконувати як класичне ультразвукове сканування об’єктів, так і дослідження їх дифракційно-часовими TOFD (Time of Flight Diffraction Technique) методами.

Друга підзадача зумовлена тим, що ці дані потребують певного аналізу та інтерпретації. Ультразвукова діагностика сама по собі не дає оператору кількісної відповіді про ресурс об’єкту, не може прогнозувати його роботоздатність. Це може зробити лише експерт, базуючись на власному досвіді. Методи, розроблені у Фізико-механічному інституті ім. Г.В. Карпенка НАН України на основі підходів механіки руйнування, дозволяють автоматизувати процес обчислення ризику руйнування та пошкодження трубопроводів за даними про дефекти їх конструкції, що має значно спростити роботу операторів-експертів.

Вказані методи дають можливість обробляти та аналізувати результати ультразвукових обстежень і на основі диференційованого оцінювання розмірів допустимих дефектів залежно від стану матеріалу трубопроводу, характеру експлуатаційних навантажень та специфіки транспортуваних продуктів робити висновки про ресурс, складати рекомендації стосовно профілактичних, ремонтних чи відновлювальних робіт на критичних ділянках трубопроводів з метою мінімізації втрат від простоявання під час виконання ремонтних робіт.

Розроблені методи реалізовані у прототипі експертної комп’ютерної системи, яка дозволяє робити розрахунки та формувати експертні заключення безпосередньо на місці проведення діагностичних робіт, що значно підвищує продуктивність праці та дозво-

ляє (при потребі) оперативно отримувати додаткову інформацію про об'єкт контролю.

Основою експертної комп'ютерної системи стали методи оцінювання корозійно-механічної пошкоджуваності експлуатованого металу елементів пароводяного тракту, розроблені за підходами механіки руйнування матеріалів [1].

Основними параметрами для числового оцінювання міцності та довговічності є характеристики циклічної тріщиностійкості матеріалів трубопроводів [1, 2]. Зокрема, базові діаграми циклічної тріщиностійкості – залежності швидкості росту корозійно-втомної тріщини dc/dN від параметра ΔK_I – побудовані на основі експериментальних даних, одержаних за відповідними методиками випробувань [1].

Система експертного оцінювання охоплює дослідження трубопроводів методами неруйнівного контролю, автоматизованого комп'ютерного аналізу отриманих даних розробленими методами оцінювання стану матеріалів та конструкцій, а також оформлення експертного заключення про стан дослідженого об'єкту, його ресурс та формування рекомендацій щодо подальшої експлуатації.

Слід зауважити, що кожному конкретному конструктивному елементу, залежно від його геометричних розмірів та умов експлуатації, властива своя лімітуюча стадія процесу корозійно-механічного руйнування [1]. Так, наприклад, для тонкостінних трубопроводів стадія утворення корозійно-механічних виразок та зародження макротріщини будуть визначальними з точки зору оцінювання їх роботоздатності та довговічності. Водночас для труб із товщиною стінки в декілька десятків міліметрів (наприклад, трубопроводи жицільної води енергоблоків ТЕС) стадія розвитку макротріщини в глиб матеріалу визначатиме їх залишкову довговічність [1].

У зв'язку з цим у експертній системі для технічної діагностики роботоздатності конструктивних елементів трубопроводів при формуванні висновків за результатами вимірювань передбачено можливість урахування особливостей матеріалу та

конструкції, у тому числі обробку даних різними методами залежно від типу, конструктивних та експлуатаційних особливостей досліджуваного об'єкту.

Дані про експлуатаційні пошкодження конструктивних елементів трубопроводів [1, 2] вказують на необхідність обов'язкового розгляду та оцінювання подальших стадій розглянутих процесів: розвитку корозійно-механічних пітингів та виразок; поверхневого корозійно-втомного тріщинуутворення; зародження макротріщини біля концентраторів напружень в умовах корозійної втоми; допустимої глибини тріщиноподібних дефектів.

Фізичні засади цих процесів, а також розроблені експериментально-аналітичні методи їх оцінювання викладено у роботі [1]. Їх базисом слугувала лабораторна діагностика фактичного стану металу, який у процесі довготривалої експлуатації суттєво змінює свої механічні, фізико-хімічні та інші властивості. Для цього виконано комплекс фізико-хімічних та механічних досліджень експлуатованого металу, одержаного із реальних трубопроводів різного призначення. Основою для отримання первинних даних про стан контролюваних об'єктів стало ультразвукове (неруйнівне) дослідження матеріалу.

Зразок діагностично-експертного комплексу для оцінювання надійності та ризику руйнування відповідальних трубопровідних систем тривалої експлуатації складається з сучасного цифрового ультразвукового дефектоскопа УД 4-76 та портативного комп'ютера з прототипом розробленої експертної комп'ютерної системи.

Комп'ютерна оболонка експертної системи (рис. 1) для технічної діагностики роботоздатності основних конструктивних елементів трубопроводів реалізована у відповідності з принципами об'єкто-орієнтованого програмування і складається з інтерфейсної частини взаємодії з користувачем та модуля обчислення параметрів, а також характеристик, які описують стан матеріалу та геометрію досліджуваних об'єктів.

Для будь-якого вираного конструктивного елемента трубопроводу оцінювання дефектів можна здійснити за критеріями порогової глибини тріщини; безпечної експлуатації трубопроводу за граничною швидкістю росту наявних тріщин; ризику крихкого катастрофічного руйнування.

При цьому змінними можуть бути такі параметри: фактичний стан металу на даному трубопроводі; реальний склад робочого середовища; геометричні розміри конструктивного елементу; специфіка експлуатаційних навантажень; форма тріщиноподібного дефекту тощо.

Система містить реляційну базу даних, яка дозволяє знаходити зображення пошкодженого конструктивного елемента (чи зразка) за експлуатаційними параметрами, а також здійснювати розрахункове оцінювання допустимих розмірів дефектів залежно від планового терміну експлуатації певного

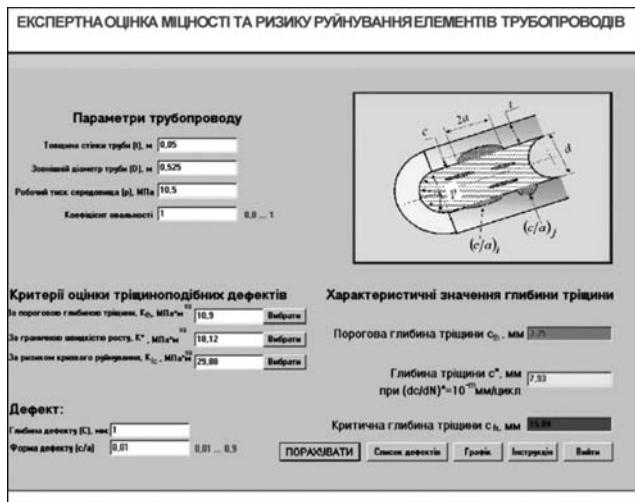


Рис. 1. Головне вікно експертної системи

конструктивного елемента, порівнюючи отримані результати з результатами розрахунків для дефектів подібного типу для інших конструкцій, цих же дефектів на попередніх етапах експлуатації, робити висновки про динаміку розвитку дефектів та формувати порівняльні висновки з прогнозуванням ресурсу роботи досліджуваних об'єктів (рис. 2).

Основною особливістю даного діагностично-експертного комплексу є можливість безпосередньо на місці діагностики робити науково обґрунтовані експертні висновки про ризик руйнування та безпечну експлуатацію дефектного елемента трубопроводу на основі диференційованого оцінювання розмірів допустимих дефектів залежно від стану матеріалу трубопроводу, характеру експлуатаційних навантажень та специфіки транспортуваних продуктів.

Первинні дані про стан досліджуваного об'єкту отримуються за допомогою ультразвукового дефектоскопу УД4-76, призначеного для ручного неруйнівного контролю з метою виявлення дефектів типу порушень суцільності та однорідності матеріалів готових виробів, напівфабрикатів та зварних (паяних) з'єднань; вимірювання глибини та координат залягання дефектів; вимірювання товщини виробів при односторонньому доступі до них; вимірювання еквівалентних розмірів дефектів [3].

В основу роботи дефектоскопу покладено властивість ультразвуку розповсюджуватися в контролюваних виробах та відбиватися від внутрішніх дефектів і границь матеріалу. Відбиті сигнали відображаються у вигляді А- або Б-сканів [3].

А-скан у вигляді двонапівперіодного сигналу, додатної, від'ємної напівхвилі або радіосигналу показує прийнятий (відбитий) від дефекту сигнал у часі. За часом приходу сигналу відносно тривалості випромінювання оцінюється відстань до дефекту, а за амплітудою — розмір дефекту. Задаючи порогові рівні контролю, перевірки та браку, можна отримувати автоматичну сигналізацію про наявність дефектів певного розміру. У даному режимі можна досліджувати конструкцію на наявність різноманітних внутрішніх дефектів.

Б-скан — це двовимірне зображення у псевдокольорах, де координати зображення відповідають координатам досліджуваного об'єкту, а колір точки — рівню прийнятого сигналу. Побудова такого зображення здійснюється автоматично після проходження давачем по всій досліджуваній поверхні об'єкту. Відповідність точки сканування точці на зображені визначається за допомогою давачів шляху (переміщення), які входять у комплект дефектоскопу. Даний режим дозволяє оцінити стан певної області матеріалу. Зокрема, він є зручним для побудови карти та оцінювання стану пошкодженності поверхні матеріалу пітинговою корозією, виразками, зовнішніми об'ємними дефектами.

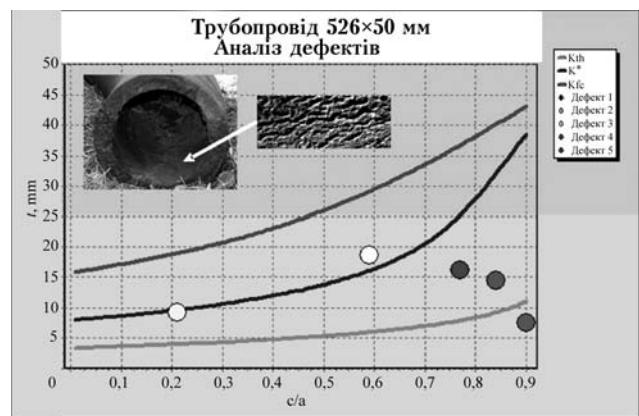


Рис. 2. Приклад оцінки міцності та роботоздатності трубопроводу за аналізом виявлених дефектів

Важливою перевагою дефектоскопу УД4-76 є можливість працювати з використанням методів TOFD — групи дифракційно-часових методів, яка використовується для оцінювання дефектів, зокрема тріщин [3].

Перевагою методів TOFD є їх вища достовірність, порівняно зі звичайним ультразвуковим контролем. Зокрема, недоліком класичної ультразвукової дефектоскопії є те, що плоскі дефекти, зокрема тріщини, можуть бути виявлені тільки за умови перпендикулярності напрямку прозвучування або незначного відхилення. TOFD позбавлений вказаного недоліка за рахунок використання двох давачів з широкою діаграмою спрямованості. Окрім цього, методи TOFD дозволяють набагато краще вирішувати задачі оцінки розмірів дефектів.

У класичній ультразвуковій дефектоскопії головним критерієм оцінювання характеру дефекту є амплітуда ехо-сигналу. Але вона залежить не тільки від розмірів дефекту, але й від його орієнтації, стану поверхні. Відповідно навіть дещо нахилена тріщина даватиме відчутно менший відклик, ніж вертикальна, що складно враховувати при дослідженнях. Методи TOFD дають можливість отримувати точнішу інформацію про розміри дефекту і більш об'ективно оцінювати загрозу та розраховувати ресурс об'єкту.

Аналіз одержаного TOFD Б-скану дозволяє отримати інформацію про стан досліджуваного об'єкту між давачами по всій товщині елемента конструкції вздовж лінії сканування. Так, безперервна верхня лінійна індикація відповідає головному ехо-сигналу і характеризує поверхню, на якій розміщені давачі, безперервна нижня лінійна індикація — донному ехо-сигналу та нижній поверхні об'єкту. Будь-які розриви цих ліній, а також додаткові індикації між ними свідчать про присутність дефектів у матеріалі [3].

Тестові випробування розробленого зразка. Залежно від поставленої задачі використовуються різні давачі та режими роботи дефектоскопу. Зокрема, при потребі швидкого контролю наявності внутрішніх критичних дефектів використовується перш за все режим А-скану. Під час калібрування дефектоскопу задаються такі рівні сигналу: конт-

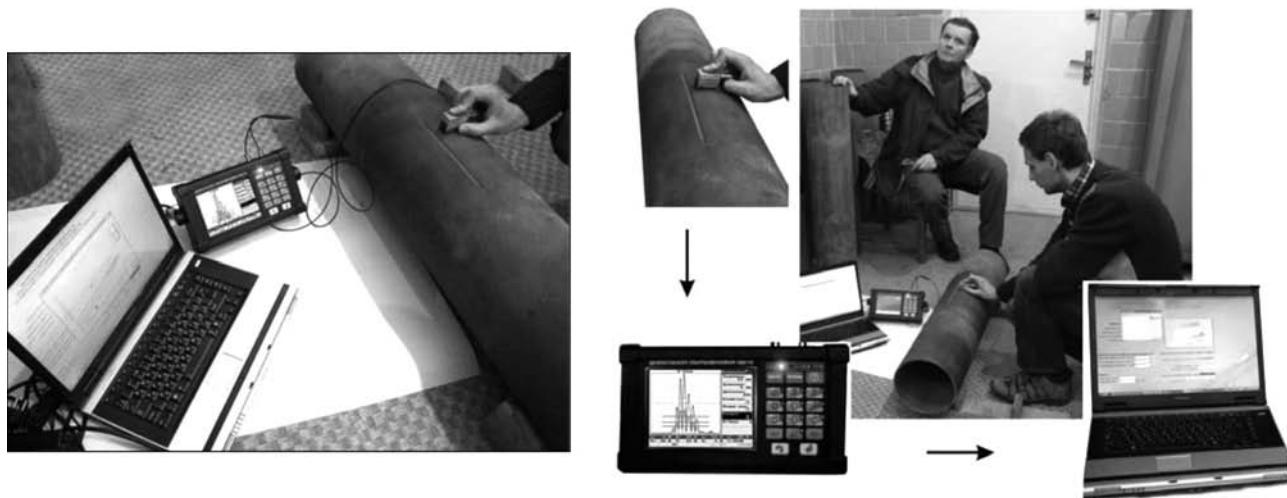


Рис. 3. Виявлення модельних дефектів в елементі труби в лабораторних умовах

рольний, перевірочний та відбракувальний, орієнтуючись на які оператор оперативно визначатиме місце знаходження можливих дефектів та фіксуватиме їх для подальшого детальнішого дослідження в інших режимах (рис. 3).

У випадку перевірки товщини елементу конструкції, який може бути пошкоджений ззовні чи зсередини (наприклад внутрішня нижня поверхня трубопроводів) пітинговою корозією чи при дослідженні певної області, зручним є використання режиму Б-скану. Аналогічно, як і для А-скану, задаючи рівні індикації, оператор буде карту (Б-скан) області, на якій чітко видно місця локалізації нетипових відкликів, за якими можна визначити місця, що потребують подальшого детального дослідження.

Найбільш корисним буде використання режиму TOFD, який надаватиме оператору інформацію, що потребує глибшого, порівняно з А- чи Б-сканом, аналізу, дозволятиме точніше дізнатися про характер та кількісні характеристики області контролю. По суті, TOFD Б-скан – це набір послідовних А-сканів, отриманих за допомогою давачів TOFD, представлених у псевдотривимірному просторі. Особливості конструкції та роботи давачів разом з одержаним масивом даних дозволяють наочно відобразити інформацію про внутрішню структуру об'єкту. Отримавши TOFD Б-скан та провівши вбудованими програмними засобами калібрування пристрою, можна виконати процедуру оцінювання геометричних розмірів дефектів.

Результати сканування оператор переносить у комп’ютер до централізованої бази даних, при потрібі додатково обробляє з метою покращення даних та зменшує рівень шумів, застосовує розроблені методи оцінювання критичного рівня того чи іншого дефекта або конструкції в цілому.

Маючи у розпорядженні результати вимірювань та аналізу, отриманих під час попередніх досліджень тих самих об’єктів, оператор може відслідковувати зміни характеристик та стану конструкції в часі, що дозволяє прогнозувати розвиток

процесів деградації та тривалість збереження робочих властивостей тих чи інших ділянок, а також конструкції в цілому. Використовуючи збережені результати обстежень подібних за структурою та станом об’єктів оператор може робити висновки про стан дослідженої конструкції.

Здійснивши розрахунки міцності та роботоздатності обстежених ділянок трубопроводу оператор робить експертне заключення про стан контролюваного об’єкту, можливість його подальшої експлуатації, пропонує заходи, необхідні для відновлення робочого стану конструкції, визначає прогнозований ресурс. Всі ці дані формуються у вигляді протоколу і зберігаються у централізованій базі даних для подальшого використання та аналізу.

Висновки

1. Розроблено та побудовано діючий зразок діагностично-експертного комплексу для оцінювання роботоздатності та подальшої безпечної експлуатації дефектних трубопроводів.

2. Запропоновано методику роботи з ультразвуковим дефектоскопом у різних режимах відбору інформації, показано особливості кожного з них та можливості об’єднання їх в одному алгоритмі обстеження, залежно від поставленої задачі та контролюваного об’єкту.

3. Проведено лабораторні випробування розробленого зразка діагностично-експертного комплексу на елементах трубопроводів різного ступеня дефектності.

1. Механіка руйнування і міцність матеріалів / І.М. Дмитрах, А.Б. Вайнман, М.Г. Сташук та ін. // Надійність та довговічність елементів конструкцій теплоенергетичного устаткування. – Київ: Академперіодика, 2005. – Т. 7. – 378 с.
2. Механіка руйнування і міцність матеріалів / Г.М. Ницифорчин, С.Г. Поляков, В.А. Черватюк та ін. // Міцність і довговічність нафтогазових трубопроводів і резервуарів. – Львів: Сполом, 2009. – Т. 11. – 504 с.
3. 23535778.04.01.06РЭ. Дефектоскоп ультразвуковий УД4-76. Руководство по эксплуатации УД4-76. – Київ, 2010. – 113 с.

ПРОЕКТ 2.13

Розробка лазерно-термографічного пристроя для оцінки розмірів і координат дефектів потенційно небезпечних об'єктів

УДК 620.129.13

ОСОБЛИВОСТІ СТВОРЕННЯ ЗАСОБІВ ДЛЯ ОЦІНКИ ПАРАМЕТРІВ ДЕФЕКТІВ ТЕПЛОВИМ НЕРУЙНІВНИМ КОНТРОЛЕМ

В.О. ТРОЇЦЬКИЙ, д-р техн. наук, **О.Г. БОНДАРЕНКО**, канд. техн. наук, **В.Ю. ГЛУХОВСЬКИЙ**, інж.

(Ін-т електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України)

Розглянуто особливість формування температурного поля на поверхні об'єктів контролю. Запропоновано конструкцію контрольного зразка зі штучними дефектами та проведено експериментальні дослідження з визначення характеристик температурних полів методом активного теплового контролю. Розроблено схему лазерно-термографічного пристроя для визначення кількісних параметрів дефектів.

Ключові слова: тепловий неруйнівний контроль, тепловізор, теплова дефектоскопія, теплова дефектометрія, контрольний зразок, лазерний вимірювальний пристрій

На даний час тепловий неруйнівний контроль (ТНК) в світовій і вітчизняній дефектоскопії займає все більш важливе місце при проведенні робіт з діагностики технічного стану різноманітних промислових об'єктів. ТНК базується на вимірюванні температури на поверхні об'єктів контролю (ОК) шляхом реєстрації теплового випромінювання. Ця галузь техніки отримала назву «термографія», або «теплобачення». За сформованою до нинішнього часу термінологією під термографією розуміють метод аналізу просторового і часового розподілення теплової енергії (температури) в фізичних об'єктах, що супроводжується, як правило, побудовою теплового зображення (термограм) [1].

Теплові методи контролю дозволяють проводити дистанційну технічну діагностику в процесі експлуатації об'єктів, що особливо актуально для неперервних виробничих процесів і потенційно небезпечних об'єктів. Ці методи базуються на вимірюванні надмірного температурного поля на поверхні ОК, що виникає під час його функціонування. Найбільше розповсюдження теплові методи отримали в таких галузях, як металургія, машинобудування, електрообладнання та електроенергетика, хімічна та нафтохімічна промисловість, будівництво, трубопровідний транспорт тощо.

Одним із найважливіших інструментальних теплових методів технічної діагностики потенційно небезпечних об'єктів є дистанційна інфрачервона тепловізійна діагностика, що базується на реєстрації температурного поля за допомогою спеціального пристроя – тепловізора – у вигляді термограм. Тепловізори дозволяють ви-

являти локальні аномалії температурного поля на поверхні ОК [2]. Але, будучи відомою протягом 30 років, тепловізійна діагностика об'єктів залишається якісним методом.

Невирішеною проблемою нарівні з іншими для вітчизняної тепловізійної діагностики потенційно небезпечних об'єктів є проблема визначення розмірів і координат дефектів залежно від картини розподілення температурного поля на поверхні ОК. На наш погляд, для визначення розмірів і координат дефектів на поверхні ОК на даний час відсутні підходи до створення засобів і спеціального програмного забезпечення, а також методик та відповідної нормативної бази, які б дозволяли за розподіленням температури на початкових термограмах оцінювати технічний стан різноманітних об'єктів у реальних умовах їх експлуатації. Неважаючи на те, що ця проблема до цього часу не розв'язана, тепловізійна діагностика отримує все більшу популярність для дистанційного оцінювання технічного стану потенційно небезпечних об'єктів.

При визначенні розмірів і координат дефектів на поверхні ОК ключова роль тепловізійної діагностики полягає у визначенні на відстані розподілення температурного поля з точками однакової температури, тобто ізотермічних поверхонь або ліній, що відповідають однаковій температурі за товщиною ОК. Для фіксації контуру ізотермічної поверхні можна використати сучасні засоби лазерної вимірювальної техніки, потім за допомогою програмного забезпечення розрахувати площину дефекту ОК.

Особливості щодо вирішення цієї проблеми розглядаються в даній роботі.

Формування температурного поля в структурі ОК. Для розв'язання задач, пов'язаних зі знаходженням температурного поля ОК, користуються

диференційним рівнянням теплопровідності, яке описує зв'язок між температурою, часом і координатами елементарного об'єму. Якщо тепло розповсюджується по нормальні до ізотермічних поверхонь, то тепловий потік у загальному випадку розкладається на три складові за координатними осями. Тоді диференційне рівняння теплопровідності має вигляд [3]

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) = a \nabla^2 T, \quad (1)$$

де $\nabla^2 = \frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial y^2} + \frac{\partial^2}{\partial z^2}$ — оператор Лапласа в декартових координатах; T — температура; a — коефіцієнт температуропровідності речовини, рівний $K/c\rho$; c — питома теплоємність речовини; ρ — густина речовини; K — коефіцієнт теплопровідності.

Для одновимірного потоку тепла диференційне рівняння теплопровідності набуває вигляду [3]

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = a \frac{\partial^2 T}{\partial x^2}. \quad (2)$$

Якщо в середині тіла є джерело тепла, то диференційне рівняння теплопровідності має такий вигляд [3]:

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = a \nabla^2 T + \frac{\omega}{c\rho}, \quad (3)$$

де ω — питома потужність джерела тепла, $\text{Вт}/\text{м}^3$.

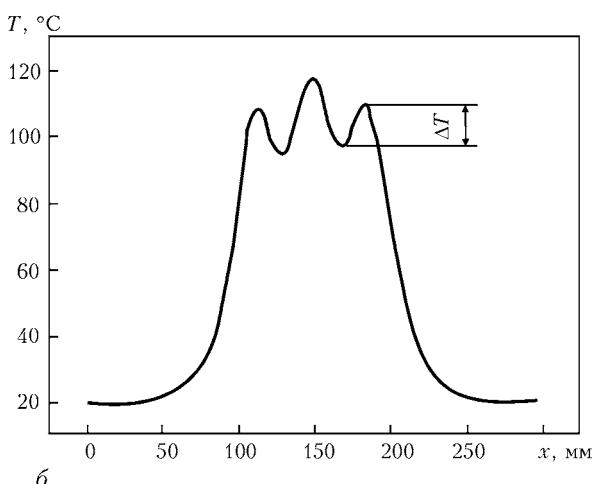
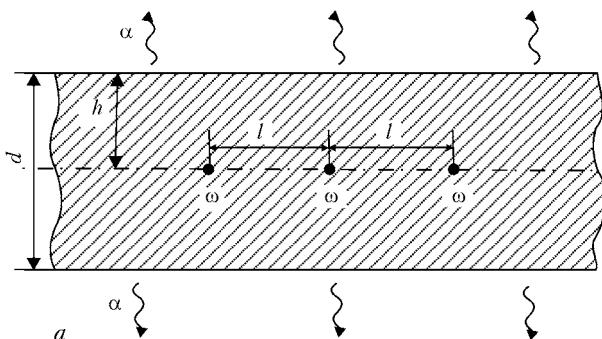


Рис. 1. Схема об'єкта у вигляді пластини з трьома внутрішніми джерелами тепла (a) та розподілення температури на поверхні пластини (b)

Очевидно, що при однорідній внутрішній структурі об'єкта ($a \neq f(x, y, z, \tau)$) і відсутності внутрішніх джерел ($\omega = 0$) температурне поле на його поверхні також буде однорідним. В іншому випадку з'являються локальні аномалії температури, які прийнято оцінювати за абсолютним $\Delta T = T_d - T_c$ або відносним $A = \Delta T / T$ температурним контрастом [1], де T_c — середня температура поверхні; T_d — температура поверхні над місцем розміщення прихованої структурної неоднорідності (дефекту) або локального внутрішнього джерела тепла.

Температурний контраст, який можна назвати «сигналом від дефекту», залежить як від параметра дефекту, так і від багатьох інших факторів, серед яких не останнє місце займає вибір моменту часу реєстрації цього контраста.

За часовим критерієм розрізняють два режими формування температурного поля в термографії: стаціонарний, характерний для об'єктів з постійними внутрішніми джерелами тепла, та нестаціонарний, який створюється, як правило, штучним полем з метою виявлення прихованих дефектів методом термографії.

Стаціонарний режим формування температурного поля на практиці характерний для різних об'єктів, функціонування яких пов'язано з виділенням (поглинанням) енергії: пристрої електро- і теплоенергетики, об'єкти металургії, машинобудування, нафтохімії тощо. Причинами виникнення температурного контраста на поверхні такого роду об'єктів можуть бути різноманітні фактори, які в більшості випадків не є аномалією внутрішньої структури (дефектами). Це можуть бути внутрішні джерела тепла, що розміщуються по об'єму означенім чином. На рис. 1, a схематично зображене такий об'єкт у вигляді пластини, в якій на глибині $h = d/2$ розміщено на однаковій відстані l три точкові джерела тепла з однаковою потужністю ω [1].

Якщо потужність джерел постійна в часі, то тепловий режим вважається стаціонарним і для знаходження розподілення температури на поверхні пластини можна скористатися виразом для стаціонарного випадку, тобто

$$a \nabla^2 T + \frac{\omega}{c\rho} = 0. \quad (4)$$

Як приклад на рис. 1, b показано розподілення температури на поверхні пластини, отримане на основі розрахунків для вогнетривкої глини [1].

Наявність внутрішніх джерел тепла призводить до виникнення локальних неоднорідностей температурного поля на поверхні об'єкта. Величина неоднорідності ΔT залежить від потужності джерела тепла ω , місця його розташування, а також кількості джерел.

Таким чином надлишкове температурне поле, що виникає на поверхні тепловидільного об'єкта, несе інформацію про його внутрішню структуру, отримання та обробка якої є задачею термографічної дефектоскопії. Ця область застосування термографії є, по суті, методом *пасивного теплового контролю*.

Термографія може слугувати інструментом пізнання внутрішньої структури об'єкта, що знаходиться у звичайній термодинамічній рівновазі з навколошнім середовищем. В цьому випадку джерелом інформації є нестационарне температурне поле, яке створюється шляхом зовнішньої теплової дії на об'єкт при проведенні контролю.

Як приклад розглянемо виявлення різнатовщинної однорідної пластини (рис. 2, а) [1].

В початковому стані температура пластини дорівнює температурі навколошного середовища T . Для створення рівноважного теплового режиму застосовують дію на нижню поверхню пластини теплового потоку густинною q . Обчислення тепловіддачі в навколошнім середовищі виконується з урахуванням коефіцієнта α на зовнішніх поверхнях пластини.

Як приклад на рис. 2, б представлено температурне розподілення на поверхні пластини для моменту часу ΔT для двох значень різнатовщинності пластини: $0,9d$, $0,7d$ [1]. З рисунка видно, що температурний контраст ΔT істотно залежить від параметра дефекту h .

Наведений приклад підтверджує те, що нестационарне температурне поле, яке створюється в об'єкті контролю штучним шляхом, несе в собі інформацію про його внутрішню структуру. Таким чином, термографія дозволяє виконувати неруйнівний контроль також тих об'єктів, які в початковому стані мають температуру навколошного середовища. Ця галузь застосування термографії є, по суті, методом активного теплового контролю.

Стандартні та контролльні зразки в тепловій діагностиці. Нестационарне температурне поле, що створюється в ОК штучним шляхом, несе в собі інформацію про його структуру. Однак для ефективного використання цієї інформації при розв'язанні задач теплої дефектометрії необхідно провести великий об'єм експериментальних досліджень. Цей момент є найбільш складним в тепловій дефектометрії, тому що вимагає значної кількості дослідних зразків, які вміщують дефекти зі строго заданими параметрами. Оскільки підібрати такі зразки з готових ОК малоймовірно, застосовують метод моделювання дефектів у вже виготовленому виробі, або метод «закладання» дефекту у виріб при його виготовленні за допомогою спеціальних технологічних прийомів.

Аналогічним чином роблять при виготовленні стандартних (СЗ) і контролльних зразків у тепловій дефектоскопії. Так, деякі розробники СЗ для тепової дефектоскопії пропонують розв'язувати задачу їх створення шляхом виготовлення штучних дефектів за аналогією зі стандартизацією ультразвукового методу контролю [4]. Однак специфіка формування сигналу від дефекту при тепловому методі контролю не дозволяє застосовувати СЗ, запозичуючи їх безпосередньо із акустичного або будь-якого іншого методу контролю. В той час при виготовленні зразків для теплового контролю деякі автори застосовують принципи побудови цих

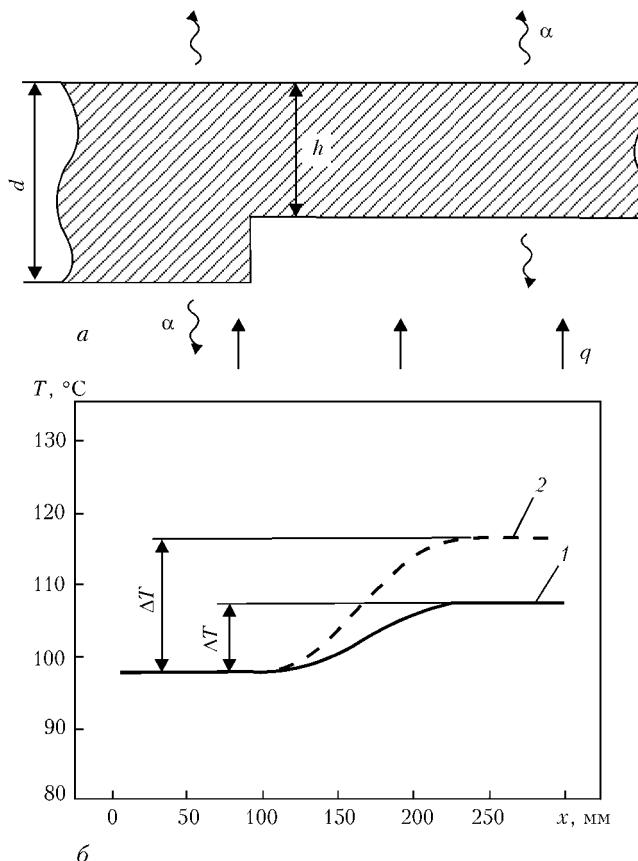


Рис. 2. Схема різнатовщинної однорідної пластини (а) та розподілення температури на поверхні (б) при $h = 0,9d$ (1), $h = 0,7d$ (2)

СЗ, наприклад, набір моделей дефектів у зразку у вигляді отворів та пазів, зроблених на різну глибину.

Прототипом СЗ для теплового методу контролю може бути конструкція, запропонована Х. Малдагом [4] і наведена на рис. 3. Відмінною особливістю цієї конструкції є наявність в моделі одночасно двох видів дефектів — порушення суцільності та різнатовщинності, параметри яких D та h варіюються в обумовлених межах.

Призначенням СЗ в тепловій дефектоскопії є оперативна повірка та налаштування тепловізора перед проведенням контролю. Тому достатньо наведений на рис. 3 зразок встановити в поле зору тепловізора та включити нагрівання з боку поверхні 1. При цьому на поверхні 2 виникає температурне поле з перепадами ΔT , що викликані дефектами.

Температурне поле буде реєструватися тепловізором у вигляді термограм, що являють собою видимеображення температурних неоднорідностей, форма і розміщення яких відповідає закладеним в СЗ дефектам. В даному СЗ діапазон геометричних параметрів дефектів (для просвердлин — діаметр D , для різнатовщинності — $\Delta h/h$) обрано таким, що деяка частина дефектів на термограмі не виявляється, що дозволяє перевірити поріг чутливості теплового методу. Цей поріг і фіксується в паспорти СЗ та використовується для тестування і налагодження тепловізора перед початком проведення контролю виробів даного типу.

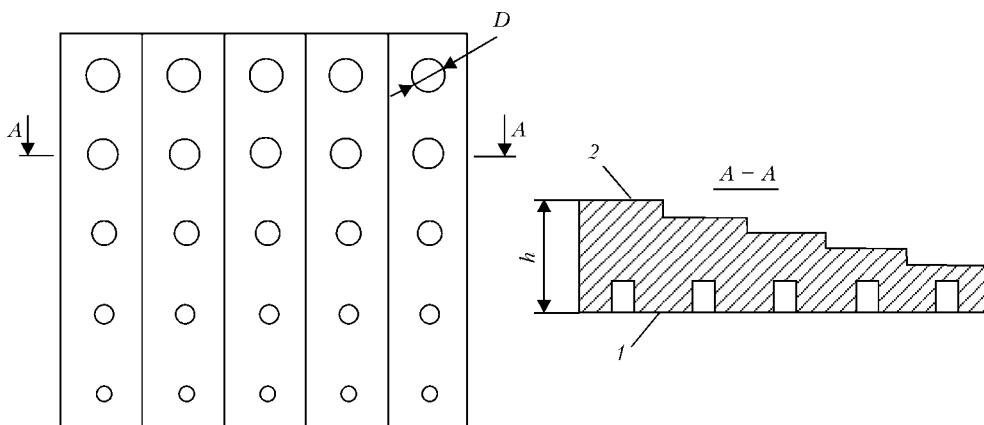


Рис. 3. Загальна конструкція СЗ для теплового контролю: 1 — поверхня, що нагрівається; 2 — поверхня контролю

Очевидно, що конкретний СЗ можна використовувати як налагоджувальний зразок лише для одного конкретного виду виробу — із відповідного матеріалу та з визначеною товщиною.

Останнім часом до інформативності теплового контролю висуваються все більші вимоги. Сьогодні вже замало знати про наявність дефекту в ОК. Тому ставиться задача на основі просторового розподілення зображеній температурних полів визначити числові параметри дефектів та зробити висновок про технічний стан ОК. Особливо важливо знати розміри дефекту, його координати та конфігурацію навколо нього для потенційно небезпечних об'єктів (металургійного та нафтопереробного комплексу, котлів, ємностей і резервуарів, трубопроводів різного призначення, будівельних об'єктів тощо).

Тому під час проведення термографічної діагностики постає задача визначення геометричних розмірів як ділянки контролю, так і виявлених на ній дефектів. Сучасні термографічні прилади не дозволяють визначати ні відстань до об'єкта контролю, ні його геометричні розміри. Саме це і унеможливлює в деяких випадках визначення кількісних характеристик дефектів. Таким чином,

виникла потреба в удосконаленні термографічних систем за рахунок поєднання їх із засобами вимірюванальної техніки. Найбільш ефективно для цих цілей застосування сучасної лазерної вимірювальної техніки, яка дозволяє з високою точністю вимірювати відстань та площину об'єктів контролю.

Для вивчення можливості створення лазерно-термографічної системи нами використано контрольні зразки зі штучними дефектами різної форми для отримання характеру розподілення температурних полів. Штучні дефекти імітували собою різний ступінь виносу матеріалу в середині об'єкта контролю внаслідок дії різноманітних чинників і різних геометрических форм, в тому числі й складних.

Для проведення досліджень нами обрано три типи контрольних зразків: без штучних дефектів, зі штучними дефектами простої та складної форми.

Для виготовлення зразків вибрана пластина зі сталі марки Ст.3 прямокутної форми розміром 200×300 мм товщиною 10 мм. Схематичне зображення одного зі зразків складної геометричної форми наведено на рис. 4.

Підготовка зразків відбувалася таким чином: в пластинах зі сталі марки Ст.3 вифрезеровано відповідні заглиблення простої та складної геомет-

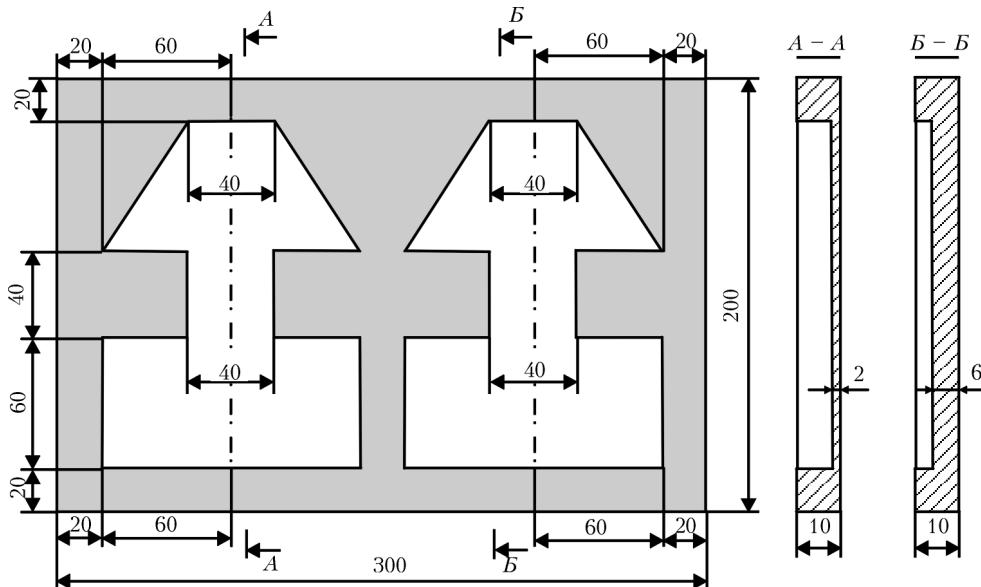


Рис. 4. Схема зразка зі штучними дефектами складної геометричної форми

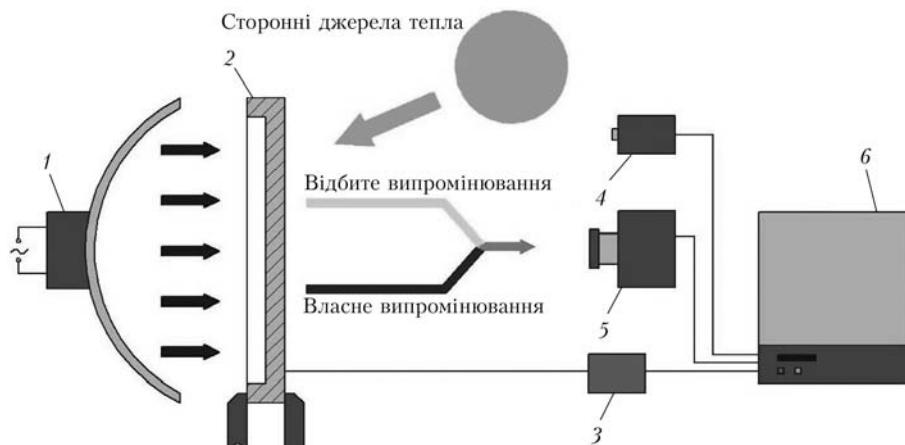


Рис. 5. Схема експериментальної установки для активного тепловізійного контролю зразків зі штучними дефектами: 1–6 — див. у тексті

ричних форм, з глибинами залягання 4 і 8 мм відповідно. На наступному етапі пластини вкривали шаром насиченої вуглеводневої рідкої суміші та зачорнювали у електричну піч. Нагрівання пластин відбувалося при температурах 340–370 °C протягом 30 хв. Після цього зразки охолоджували разом з піччю. Через відповідну термічну обробку верхній шар металу пластин насичувався вуглецем при високотемпературній дисоціації вуглеводнів. Це спричинило зміну кольору металу з блискучо-сірого на чорний, підвищуючи коефіцієнт чорноти поверхні з 0,027 до 0,94.

Експериментальні дослідження температурних полів штучних дефектів контрольних зразків. Метою експериментальних досліджень температурних полів штучних дефектів було визначення можливості виявлення якісних і кількісних характеристик закладених дефектів. Такими характеристиками є ступінь прояву дефектів, контрастність проявленого дефекту, геометричні характеристики проявленого дефекту.

Експериментальні дослідження видів температурних полів контрольних зразків проводили в лабораторних умовах із застосуванням активного теплового методу контролю. Для проведення досліджень розроблено експериментальну установку, схема якої наведена на рис. 5. Експериментальні дослідження проводили у відповідно до розробленої методики. Контрольний зразок 2 нагрівався інфрачорвоним випромінювачем 1 потужністю 1000 Вт до стаціонарної температури 52 °C, тобто до такої температури, значення якої не змінюється з часом. Нагрівання відбувалось з боку відкритих штучних дефектів. Після досягнення заданої стаціонарної температури починалась термографічна зйомка. Температуру поверхні контролюального зразка контролювали контактною хромель-алюмелевою термопарою 3 та безконтактним інфрачорвоним пірометром 4 марки CYCLOPS 300 виробництва «MINOLTA-LAND» (Японія). Розподілення температурного поля на поверхні контролюних зразків фіксувалося тепловізором 5 марки Ti 814 виробництва фірми «LAND» (Англія–Китай). Дані термопар, пірометра та тепловізора заносились в персональний комп’ютер 6.

У процесі експериментальних досліджень на ОК – контрольний зразок у вигляді пластини, діють сторонні джерела тепла і джерело нагрівання пластини, тому теплове випромінювання, яке фіксує тепловізійна камера, в цьому випадку буде складатись із відбитого випромінювання, що розповсюджується сторонніми джерелами тепла, власного теплового випромінювання і випромінювання від джерела нагрівання пластини. Зняття показників температурного поля поверхні виробу відбувалось за умов як стаціонарного, так і нестаціонарного режимів створення температурних полів дефектів. Характер зміни температури наведено на рис. 6.

Отримані термограми стаціонарного температурного поля поверхні пластини дають задовільні якісні характеристики дефекту, а саме, високий ступінь прояву дефекту і значну його контрастність, проте кількісні характеристики визначити дуже складно (рис. 7).

Починаючи з 23-ї секунди, температурна картина дефекту почала набувати контурів, які були закладені штучно (рис. 7, в). При цьому вже можна було говорити не лише про якісні характеристики дефекту, а й про кількісні, з відповідною похибкою вимірювання.

Слід зазначити, що ступінь прояву дефектів залежить не лише від коефіцієнта чорноти його поверхні, а й від глибини його залягання. Як видно зі схеми контролюального зразку (див. рис. 3) штучні дефекти залягають на різних глибинах і на термограмах найбільш інтенсивно проявлялись дефекти з максимальним наближенням до поверхні.

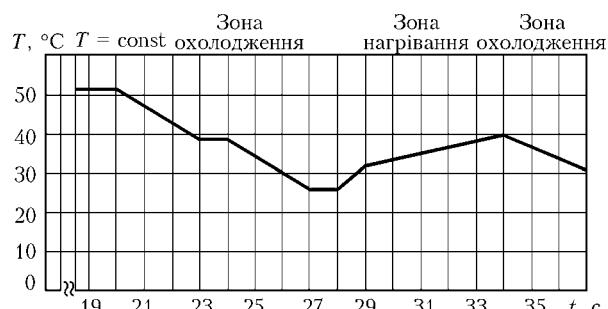


Рис. 6. Характер змінювання максимальної температури контролюального зразка в процесі термографічної зйомки

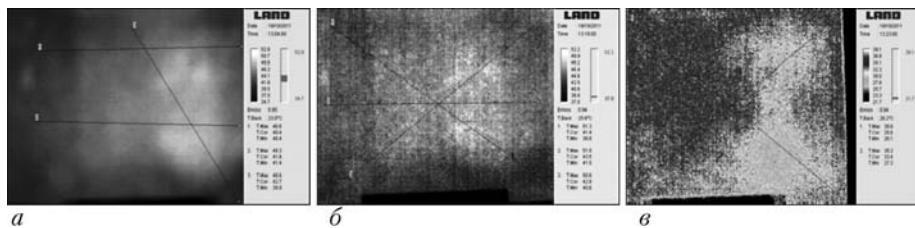


Рис. 7. Термограми стаціонарного температурного поля поверхні пластиині зі штучними дефектами, що зроблені на 4-ї (а), 19-ї (б) та 23-ї секунді (с) після досягнення стаціонарної температури

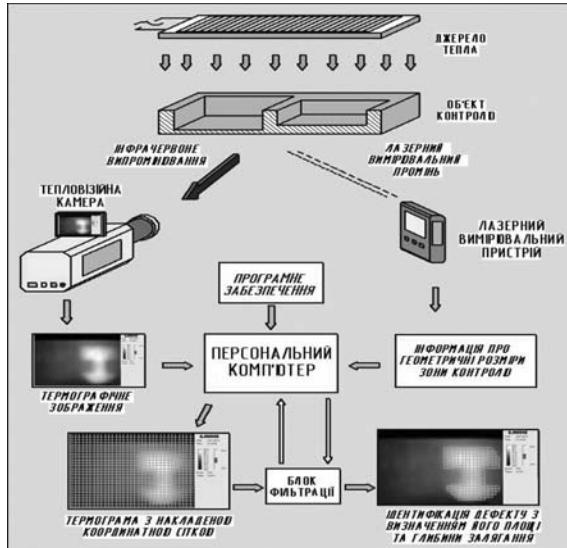


Рис. 8. Схема визначення розмірів і координат температурних полів об’єктів контролю

Таким чином, ця залежність дає змогу визначати глибини залягання, спираючись на значення температурних картин на термограмах за ступенем інтенсивності проявлення дефектів.

Проведені нами дослідження температурних полів штучних дефектів різної форми контрольних зразків показали, що дані про зміну температури на поверхні зразка в місці розташування дефекту містять цінну інформацію про закономірності локалізації дефектів. Розподілення температурного поля на поверхні ОК при наявності дефектів є своєрідним тепловим «відбитком» дефекту.

Структура лазерно-термографічного пристрію для визначення кількісних параметрів дефектів. Проведені експериментальні дослідження розподілення температурних полів над дефектами різної форми і глибини залягання підтвердили, що на поверхні ОК можна виявити не лише місце знаходження дефекту засобами тепловізорної дефектоскопії, а залежно від температури, оцінювати розмір дефекту, тобто його площину, координати і глибину залягання. Отримані результати дають можливість розв’язати задачу тепловізорної дефектометрії. Для задавання контурів температурних полів дефектів на відстані до потенційно небезпечних ОК при виконанні рекомендовано застосовувати засоби лазерної випромінювальної техніки, наприклад, лазерні далекоміри.

На рис. 8 наведено одну з можливих структур лазерно-термографічного пристрію для визначення

розмірів і координат температурних полів над дефектами ОК з використанням лазерних далекомірів, що розроблена нами відповідно до проекту.

Температурне поле поверхні ОК фіксується тепловізорною камерою. За допомогою лазерного вимірювального пристрою визначаються відстань до ОК та його геометричні розміри з наступним визначенням площини контролюваної поверхні. Інформація від тепловізора і лазерного далекоміра надходить до персонального комп’ютера. За допомогою відповідного програмного забезпечення на поверхні термограми створюється координатна сітка, ціна поділки якої варіюється. За допомогою програмного блока фільтрації виділяється лише та ділянка термограми, що відповідає дефектній зоні. Відповідна зона виділяється з наступним розрахунком її площини, а також визначається глибина залягання виявленого дефекту.

Таким чином, розроблена структура лазерно-термографічного пристрію розв’язує задачу не лише теплової дефектоскопії ОК, а й задачу теплової дефектометрії.

Висновки

1. Тепловізорна діагностика є необхідною і доцільною для визначення технічного стану потенційно небезпечних об’єктів і альтернативи їй немає завдяки дистанційному характеру, високій чутливості та оперативності.

2. Проведені експериментальні дослідження показали, що термограми стаціонарного температурного поля штучних дефектів дають задовільні якісні та кількісні характеристики дефектів, а саме: високий ступінь прояву дефектів; значну його контрастність та геометричні характеристики форми дефектів.

3. Підвищити ефективність тепловізорної діагностики потенційно небезпечних об’єктів можна за рахунок розв’язання задачі визначення розмірів і координат дефектів на поверхні ОК із застосуванням відповідних технічних засобів.

1. Маслова В.А., Стороженко В.А. Термография в диагностике и неразрушающем контроле. — Харьков: «Компания СМИТ», 2004. — 160 с.
2. Вавилов В.П., Климов А.Г. Тепловизоры и их применение. — М.: Интел универсал, 2002. — 88 с.
3. Лыков А.В. Теория теплопроводности. — М.: Высш. шк., 1967. — 599 с.
4. Стороженко В.А., Хорло Н.Ф., Мешков С.Н., Маслова В.А. Подходы к созданию стандартных образцов для теплового неразрушающего контроля // Техн. диагностика и неразруш. контроль. — 2005. — № 1. — С. 21–25.

Розділ 3

Розробка методів захисту від корозії елементів конструкцій об'єктів тривалої експлуатації

Керівник розділу — чл.-кор. НАН України В.І. Похмурський

Проблема захисту від корозії металофонду в базових галузях промисловості для України є однією з пріоритетних. На території нашої держави прокладено близько 40 тис. км магістральних нафто-, газопроводів з унікальними газосховищами, терміналами, газокомпресорними і насосними станціями та іншою інфраструктурою. Експлуатується більше 35 млн т несучих металевих будівельних конструкцій, введених в експлуатацію переважно в 1960–1980-х роках. Основу фонду металевих конструкцій складають промислові споруди, маса яких близько 13 млн т, що становить 35 % загальної маси таких конструкцій, що знаходяться в експлуатації. Корозійне руйнування є одним з основних видів пошкодження металевих конструкцій, оскільки більша їхня частина недостатньо захищена і експлуатується за умов впливу середньо- та сильноагресивних середовищ. У хімічній, металургійній та інших галузях питання захисту від корозійного руйнування матеріалів є ще актуальнішим.

За наближеними оцінками в Україні втрати від корозії становлять 10–15 % усього виробленого чорного металу. Для його збереження в середньому кожні три роки потрібно перефарбовувати приблизно 75 % металоконструкцій і до 20 % замінювати через корозійний знос.

Значну небезпеку становлять споруди радіомовлення і телебачення. Близько 40 % веж потребують невідкладних ремонтів. Корозія конструкцій та відтяжок цих споруд сягає іноді 50 %. Знос морського, річкового транспорту та припортових металевих споруд досяг критичного рівня. Значні корозійні пошкодження характерні для всіх теплових електростанцій, багатьох хімічних і металургійних підприємств.

Особливо небезпечним є корозійно-механічне руйнування металу, що спричинює досить часті випадки аварійного виходу з ладу трубопроводів, хімічного та енергетичного обладнання, різноманітних місткостей, транспортних засобів та інших об'єктів, часто з важкими екологічними наслідками. Почастішли випадки корозійного руйнування стратегічно важливої газотранспортної системи.

На засіданні Міжвідомчої комісії з питань науково-технологічної безпеки при Раді національної безпеки та оборони України 13.10.2009 р. було розглянуто питання «Про стан захисту металофонду України від корозії». З огляду на необхідність підвищення рівня корозійної захищеності, довговічно-

сті та надійності металофонду України комісія рекомендувала Кабінету Міністрів України разом із Національною академією наук України розробити та подати на розгляд до Верховної Ради України законопроект про основні засади державної політики у сфері захисту металофонду України від корозії; затвердити державну цільову економічну програму ресурсозбереження та захисту від корозії конструкційних матеріалів у базових галузях промисловості України на період до 2015 року, передбачивши зокрема заходи, спрямовані на:

- підвищення ефективності фундаментальних і прикладних досліджень у даній сфері;
- вдосконалення чинної нормативно-правової бази щодо захисту від корозії, старіння та біопошкоджень металоконструкцій з метою її гармонізації з європейськими директивними документами щодо протикорозійного захисту потенційно небезпечних об'єктів, посилення нагляду і контролю стану споруд, конструкцій, обладнання та інженерних мереж;
- стимулювання інноваційного розвитку вітчизняних металургійних підприємств для збільшення обсягів випуску корозійно захищеного металопрокату, зокрема конструкційних матеріалів із висококорозійностійких сплавів (на основі титану, цирконію тощо) для об'єктів підвищеної небезпеки, зокрема атомної енергетики;
- стимулювання інноваційного розвитку підприємств хімічної промисловості для розробки та випуску нових лакофарбових і полімерних матеріалів, підвищення обсягів випуску неметалевих конструкційних матеріалів у першу чергу труб для комунального господарства;
- стимулювання інноваційного розвитку підприємств машинобудівного комплексу для створення та випуску нових засобів і технологічного обладнання для протикорозійного захисту і корозійного контролю металоконструкцій;
- вдосконалення системи підготовки і перепідготовки фахівців із протикорозійного захисту конструкцій для базових галузей промисловості;
- посилення інформаційного забезпечення фахівців із протикорозійного захисту конструкцій шляхом заснування друкованого періодичного видання українських корозіоністів;
- вдосконалення системи державного нагляду та контролю за станом споруд, конструкцій, обладнання, інженерних мереж тощо.

На жаль, така програма урядом не була прийнята. Більш того, сьогодні спостерігається скорочення обсягів досліджень з корозійної проблематики у багатьох інститутах та навчальних закладах, закривається низка галузевих інститутів. Міносвіти, молоді та спорту не готове фахівців-корозіоністів у достатній кількості.

Частковому розв'язанню цієї проблеми присвячена Державна комплексна програма наукових досліджень НАН України «Проблеми ресурсу та безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин» («Ресурс»), яка включає окремий розділ «Розробка методів захисту від корозії елементів конструкцій об'єктів тривалої експлуатації». За попередні роки в рамках цієї програми вдалося розв'язати низку важливих науково-технічних проблем. Зокрема, для зменшення інтенсивності високотемпературної корозії теплообмінних поверхонь котлів ТЕС, інтенсифікованої абразивним зношуванням продуктами згоряння вугільного пилу розроблено нові електродугові покриття, здатні підвищувати свою твердість при високих температурах завдяки дисперсійному зміщенню (ФМІ ім. Г.В. Карпенка НАН України). Запропоновані покриття збільшують опір абразивному зношуванню до 4 раз при температурі 600 °C. Зазначені покриття пройшли дослідно-промислову перевірку і часткове впровадження на котлах Бурштинської ТЕС, яка показала перспективність їх широкого застосування для подовження у 1,5–2 рази ресурсу поверхонь нагрівання котлів ТЕС.

Розроблено і виготовлено дослідні зразки нового високопродуктивного обладнання для надзвукової термоабразивної та гідроабразивної очисно-зміцнювальної підготовки поверхні елементів конструкцій перед нанесенням на них захисних покриттів. За допомогою розробленого обладнання і технології ДІЦ «Львівантікор» захищено більше 5 тис. м² резервуарів для зберігання нафтопродуктів і допоміжних конструкцій на магістральному нафтопроводі «Дружба».

Інститутом проблем матеріалознавства ім. І.М. Францевича НАН України розроблено нові протекторні сплави систем Al–Zn–Ca і Al–Zn–Ca–V, дослідні партії яких були виготовлені Бердянським заводом підйомно-транспортного обладнання. Протектори встановлено на об'єктах Маріупольського та Феодосійського морських торгових портів для перевірки їх ефективності в експлуатаційних умовах. Виявлено, що після річної експлуатації теплохода «РК 56», захищеного цими протекторами, помітних корозійних ушкоджень корпуса судна не спостерігалося.

Важливе народногосподарське значення мають дослідження, спрямовані на збільшення ресурсу залізобетонних конструкцій промислових і цивільних споруд (ФМІ ім. Г.В. Карпенка та ДІЦ «Техноресурс»). Роблено спеціальні інгібовані ін'єкційні композиції, які використані ДІЦ «Техноресурс» під час робіт з гідроізоляції залізобетонних

конструкцій шахти гідроагрегату Дністровської гідроакумулюючої електростанції. Одержані результати мають перспективу широкого промислового використання та ін.

Визначено ефективність низки інгібіторів корозії для захисту газовидобувного обладнання Ло-качинського газового родовища, яке містить до 1 об. % сірководню. Обґрунтовано застосування вітчизняних інгібіторів «Нафтохім-3» та «Нафтохім-8», що забезпечують високий ступінь захисту сталей у вказаному середовищі та подовжують термін експлуатації газовидобувного обладнання без його капітального ремонту. Розроблено технологічний регламент інгібіторного захисту газовидобувного обладнання для експлуатації нових газових родовищ з підвищеним вмістом сірководню (ФМІ ім. Г.В. Карпенка НАНУ, НВО «Галичина»).

В рамках чинної сьогодні програми «Ресурс» за останні роки Фізико-механічним інститутом ім. Г.В. Карпенка, Інститутом електрозварювання ім. Є.О. Патона, Інститутом хімії високомолекулярних сполук НАН України у співпраці з іншими установами виконано низку важливих проектів, що стосуються розробки нових газотермічних і полімерних покриттів для захисту від корозійно-механічного зношування запірної арматури ТЕС, зварних стиків магістральних трубопроводів, корозійного моніторингу обладнання хімічних підприємств, інженерних споруд тощо.

За проектом 3.1. «Розробка комплексного методу відновлення та захисту від корозійно-ерозійного зношування ущільнювальних поверхонь трубопровідної запірної арматури теплових електростанцій» (керівник — М.М. Студент, ФМІ ім. Г.В. Карпенка НАН України) створено дослідні партії порошкових дротів (ПД) 140Х14Н2Т2Ю2 і 70Х14РЗН2Ю2, досліджено їхню структуру, фазовий склад та експлуатаційні характеристики електродугових покриттів із цих дротів. Показано, що домішка евтектических сплавів Ni–B, Fe–Ti, Fe–Cr–B до шихти порошкових дротів на основі високовуглецевого ферохрому дозволяє одержувати гомогенні електродугові покриття із вмістом хрому більше 13 %. Такі покриття мають високу твердість (HV200 500–600 ПД 140Х14Н2Т2Ю2, HV200 700–1000 ПД 70Х14РЗН2Ю2), високу зносотривкість за умов сухого і абразивного зношування, а також корозійну тривкість у водному середовищі 3 %-го NaCl. Їх рекомендовано для захисту ущільнювальних поверхонь штоків запірної арматури на ТЕС України для заміни екологічно небезпечного процесу гальванічного хромування, який використовується в цих цілях. Проведено дослідно-промислову перевірку відновлених електродуговими покриттями з розроблених ПД елементів запірної арматури на Добротвірській ТЕС, яка підтвердила ефективність їх застосування. На даний час розробляється технологічний регламент нанесення таких покриттів на штоки запірної арматури і впровадження технології у виробництво на ДМП «Газотермік» для від-

новлення деталей арматури для Добротвірської ТЕС.

В рамках цього ж комплексного проекту удосконалено конструкцію плазмотрона з боковою подачею порошку, проведено випробування сплавів на основі заліза на стійкість проти задирів і термічної втоми, дослідження структури й властивостей зони сплавлення дослідних сплавів зі сталями, оптимізація конструкції плазмотрона для наплавлення феромагнітних сплавів, вивчення технологічних особливостей плазмового наплавлення сплавів на основі заліза на робочі поверхні запірної арматури (керівник — Є.Ф. Перепльотчиков, ІЕЗ ім. Є.О. Патона НАН України).

Встановлено, що оптимальні властивості (твірдість, стійкість проти задирів, термічна витривалість) має наплавлений метал типу 15Х19Н9М4С5Г3Д, що повністю відповідає вимогам сучасного арматуробудування. Виявлено, що в зоні сплавлення нікелевих сплавів з вуглецевими сталями, внаслідок дифузії бору з наплавленого шару в основний метал, можуть утворюватися крихкі прошарки, які викликають відшарування наплавленого шару. При наплавленні сплавів на основі заліза руйнування відбувається по наплавленому металу, відшарування й розтріскування не спостерігаються. Дослідження показали високу технологічність сплаву 15Х19Н9М4С5Г3Д.

Досліджено вплив розмірів, розташування, форми й кількості каналів для подачі порошку в плазмотроні на коефіцієнт використання і якість захисту зварювальної ванни. На підставі цих досліджень оптимізовано конструкцію плазмотрона з бічною подачею порошку для високопродуктивного плазмового наплавлення різними сплавами, включаючи феромагнітні. Плазмотрон розрахований на роботу на струмах 400–450 А. Продуктивність наплавлення сплавами на основі заліза становить 7,5, нікелевими — 10 кг/год, тобто вона перевищує на рівні країного обладнання, наявного на світовому ринку.

За проектом 3.2 «Оптимізація процесу отримання ефективних органо-неорганічних модифікаторів плівковірних полімерів та розробка технології створення новихnanoструктурзованих антикорозійних покріттів широкого призначення» (керівник — Є.В. Лебедєв, IXBC НАН України) відпрацювано технологію сполучення nanoструктурзованих органо-неорганічних олігомерів з $-Si-O-Si-$, $-Si-C_6H_5-$ угрупованнями.

Установлено технологічні параметри сполучення nanoструктурованого поліуретанового сітчастого полімеру введенням органо-неорганічного олігомеру із розчину безпосередньо в розчин полімеру. Складено проект технологічного регламенту та технічних умов процесу синтезу nanoструктурованої поліуретанової емалі НПУ-11.

Підготовлено зразки nanoструктурованої поліуретанової композиції. Проведено дослідження стійкості зразків покріттів у різноманітних середовищах:

морська вода, розчини солей; лужні, кислі середовища. Дослідження показали, що стійкість поліуретанового модифікованого nanoструктурованого покріття порівняно з немодифікованим зростає в морській воді, в лужних середовищах та розчинах солей — в 2 рази.

Проведено фарбування обладнання для натуральних випробувань на підприємствах машинобудівної та будівельної галузей промисловості з агресивними середовищами.

Розроблено новий поліуретановий ґрунт з високою адгезією для захисту ділянок зварних з'єднань магістральних трубопроводів у трасових умовах (проект 3.5, керівник — І.М. Зінь, ФМІ ім. Г.В. Карпенка НАН України). Встановлено, що витяжка порошку рожевого мармуру є блокатором анодних реакцій на поверхні трубної сталі 09Г2С. Сукупно із цинк-fosfatом витяжка мармуру утворює ефективний інгібітор корозії змішаного типу в слабокислих середовищах. Встановлено, що під впливом екстракту інгібувальної композиції «мармур/фосфат цинку» опір переносу заряду сталі зростає в 5–10 разів залежно від співвідношення фосфату, наповнювача та періоду експозиції. На поверхні металу утворюється стійка захисна плівка комплексних фосфатів.

За присутності інгібіторів спостерігається суттєве гальмування корозії на сталі в районі дефекту покріття, що проявляється у збільшенні опору переносу заряду та зменшенні ємності подвійного електричного шару. При цьому площа поширення підплівкової корозії зменшується у 3 рази.

Наповнення поліуретанового ґрунту цією сумішшю інгібіторів є перспективним з погляду забезпечення стабільності його адгезії на ділянках зварних стиків та металоконструкцій магістральних газопроводів за умов катодного захисту.

Розроблено імпульсний метод корозійного моніторингу та виготовлено технічні засоби для оцінки критичного стану обладнання хімічної промисловості, що працює за підвищених параметрів (проект 3.3, керівник — М.С. Хома, ФМІ ім. Г.В. Карпенка НАН України). Виготовлено дослідний зразок приладу в іскробезпечному виконанні для корозійного моніторингу, який реалізує імпульсний метод визначення критичного стану діючого обладнання. Він забезпечує збір інформації по двох каналах: по аналоговому записується зміна електрохімічного параметра в процесі накопичення пошкоджень в металі, по другому — кількість електрохімічних імпульсів, що свідчить про розвиток в ньому тріщин. Передбачено можливість переглядати графік зміни параметра, що вимірюється, по усій глибині архіву з виведенням дати, часу та міттєвого значення в цифровій формі в кожній точці, а також сигналізацію за досягнення ним допустимих значень. Глибина архіву з частотою реєстрації 1 кв. становить 100 год. Прилад забезпечує збереження даних при відключені живлення з можливістю контролю часу вимкнення.

Проведено дослідно-промислову перевірку роботоздатності імпульсної системи корозійного моніторингу обладнання і технічних засобів для його реалізації та оптимізацію системи корозійного моніторингу працюючого обладнання хімічної та нафтопереробної промисловості.

Розроблено методику моніторингу захисту металоконструкцій від атмосферної корозії на об'єктах тривалої експлуатації (проект 3.4, керівник — Л.І. Ниркова, ІЕЗ ім. Є.О. Патона НАН України). Досліджено ефективність роботи восьмиелектродних давачів швидкості корозії в умовах, що моделюють експлуатаційні за температур 24, 40, 50 і 70 °C, відносній вологості повітря 100 і 80 %, на охолоджуваній і неохолоджуваній поверхні, в щілинах різної ширини. Встановлено, що восьмиелектродний давач є роботоздатним і чутливим вже на початковій стадії конденсації вологи.

Досліджено вплив вологості повітря за кімнатної температури на корозію зразків і показано, що при відносній вологості повітря 100 % на поверхні з'являються поодинокі сліди продуктів корозії, що пов'язано з конденсацією вологи на поверхні зразків і перебігом процесу корозії під дрібнодисперсними краплями. За відносної вологості повітря 40–80 % корозійних пошкоджень візуально не спостерігалося.

На основі експериментальних досліджень розроблено вимоги до вимірювального блока, алгоритм для визначення швидкості атмосферної корозії і методику моніторингу захисту металоконструкцій в умовах атмосферної корозії.

За проектом 3.6 «Розроблення методу діагностування експлуатаційної деградації конструкційних сталей тривалої експлуатації за їх схильністю до водневого мікророзтріскування» (керівник — О.Т. Цирульник, ФМІ ім. Г.В. Карпенка НАН України) досліджено вплив експлуатації портових кранів впродовж 36–45 років на механічні властивості металу їх навантажених вузлів (коромисла противаги, стріли і хобота) і показано, що із механічних властивостей найсильніше вона впливає на характеристики опору сталі крихкому руйнуванню — ударну в'язкість, яка падає нижче гранично допустимого рівня. Показано, що опір сталі портових кранів до водневого окрихчення чутливіший до їх експлуатаційної деградації порівняно із ударною в'язкістю. Встановлено, що і для трубної сталі й сталі портових кранів зниження їх ударної в'язкості корелює із зниженням опору водневому окрихченю.

Проведено аналіз зміни параметрів сигналів акустичної емісії (АЕ) від поверхневого розтріскування конструкційних сталей, їх кількості, амплітуди і енергії залежно від інтенсивності їх електролітичного наводнювання.

З використанням методу АЕ отримано залежності впливу експлуатації сталей магістральних тру-

бопроводів і портових кранів на критичний струм електролітичного наводнювання. Отримані закономірності схильності конструкційних сталей до водневого мікророзтріскування покладено в основу методики неруйнівного контролю їх деградації, яка є актуальні при оцінюванні технічного стану відповідальних об'єктів тривалої експлуатації, зокрема навантажувально-розвантажувальних конструкцій морського порту Одеси.

Орієнтуючись на перспективу, слід було б продовжити аналогічні роботи, розширивши їх за рахунок таких комплексних проектів як, наприклад:

- розробка нових, інгібованих безхроматними пігментами лакофарбових матеріалів для захисту алюмінієвих і оцинкованих поверхонь, що особливо актуально для транспортного машинобудування та будівельної індустрії;

- створення з вітчизняної сировини та освоєння промислового випуску нових лакофарбових покривів для захисту сталевої поверхні із залишками продуктів корозії, що підвищує технологічність процесу захисту та його надійність;

- синтез нових екологічно чистих інгібіторів, біоцидів-перетворювачів іржі з максимальним використанням відходів промисловості і в першу чергу рослинного походження, на які багата наша промисловість;

- створення нових газотермічних покривів для захисту елементів конструкцій від корозійно-механічного зношування;

- створення нових протекторів на основі магнію та алюмінію для захисту підводних і підземних сталевих комунікацій, що особливо важливо у зв'язку з розширенням обсягів видобутку вуглеводнів в акваторії Чорного і Азовського морів;

- розробка і організація серійного випуску економних катодних станцій та іншого обладнання для електрохімічного захисту металоконструкцій;

- розробка нових матеріалів та технологічних процесів, які б сприяли збільшенню випуску корозійно захищеного прокату нашими металургійними підприємствами;

- розробка та організація серійного випуску ефективних засобів контролю корозійного руйнування конструкцій;

- розробка нормативної документації, адаптованої до європейських і міжнародних стандартів та її запровадження у практику протикорозійного захисту тощо.

Оскільки проблема захисту металоконструкцій від корозії є міждисциплінарною і надзвичайно актуальну для всіх базових галузей промисловості, то її розв'язання вимагає суттєвої державної підтримки, яка може бути реалізована шляхом формування відповідної цільової державної програми з її частковим бюджетним фінансуванням.

ПРОЕКТ 3.1.1

Розробка комплексного методу відновлення та захисту від корозійно-ерозійного зношування ущільнювальних поверхонь трубопровідної запірної арматури теплових електростанцій

УДК 621.793:621.311.22

РОЗРОБКА МЕТОДУ ЗАХИСТУ ВІД КОРОЗІЙНО-ЕРОЗІЙНОГО ЗНОШУВАННЯ УЩІЛЬНЮВАЛЬНИХ ПОВЕРХОНЬ ТРУБОПРОВІДНОЇ ЗАПІРНОЇ АРМАТУРИ ТЕПЛОВИХ ЕЛЕКТРОСТАНЦІЙ

М.М. СТУДЕНТ, д-р техн. наук, В.М. ГВОЗДЕЦЬКИЙ, мол. наук. співроб., Т.Р. СТУПНИЦЬКИЙ,
Ю.В. ДЗЬОБА, Я.Я. СІРАК, інженери
(Фізико-механічний ін-т ім. Г.В. Карпенка НАН України)

Запропоновано метод відновлення ущільнювальних поверхонь штоків запірної арматури методом електродугового напилювання покріттів із порошкових дротів, в яких вміст хрому більше 14 мас. %. Показано, що їх висока корозійна тривкість та абразивна зносостійкість забезпечуються в тому випадку, коли в шихту порошкових дротів вводиться боро- і титановмісні феросплави, які між собою та оболонкою із сталі 0,8кп утворюють евтектики. Метод дозволяє зменшувати хімічну гетерогенність, внаслідок чого зростає корозійна стійкість покріттів у нейтральних середовищах.

Ключові слова: електродугова металізація, запірна арматура, порошковий дріт, хімічна гетерогенність

Економічність роботи електростанції визначається невиробничими втратами, серед яких значний відсоток займають втрати конденсату. Загальні витрати живильної води на 1 котел ТЕС за рік становить в середньому 2 млн т, від яких 3,1 % є нормою для незворотних втрат конденсату. Тому зниження втрат конденсату лише на 1 % при потужності агрегатів 150 МВт може дати річну економію в 280 тис. т умовного палива.

Відомо, що основною причиною втрат конденсату є нещільність запірної арматури. Одним із важливих елементів запірної арматури є штоки. Шток працює за умов постійного або періодичного тертя із сідлом із сталі 3Х13, сальниковою набивкою та різьбовою втулкою рухомого вузла. Також шток знаходиться під дією тепломеханічних навантажень, які виникають під час нестационарного режиму роботи енергоблоків, що створює негативні перепади температури, одночасно піддається різного роду напруженням стиску, згину, кручення, а також вібраціям, що створюються потоками середовища. Під час роботи вентилів при спрацюванні графітного ущільнення циліндрична поверхня штоків вентиля контактує з металевим напрямним кільцем. При цьому реалізуються умови сухого тертя і можливе пришвидшене зношування контргіла — стального кільця та бічної ущільнювальної поверхні штока, утворення задирів і, як наслідок, втрата герметичності сальникового вузла

(рис. 1). Через нездовільну роботу запірної арматури зменшується надійність, ефективність та економічність роботи тепlosилового обладнання електростанції, що може спричинити необхідність припинення роботи ТЕС або її окремих систем, у

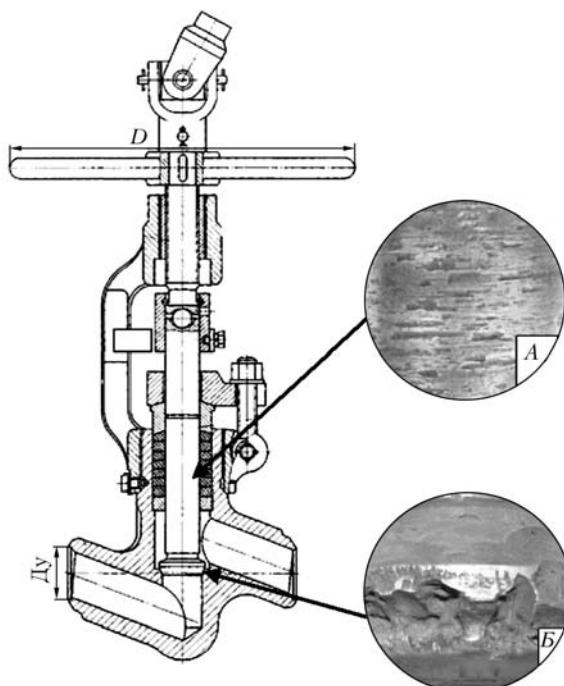


Рис. 1. Характер руйнування ущільнювальних поверхонь штока:
A — зношування циліндричної поверхні штока за умов сухого тертя;
B — ерозійне зношування тарілки штока

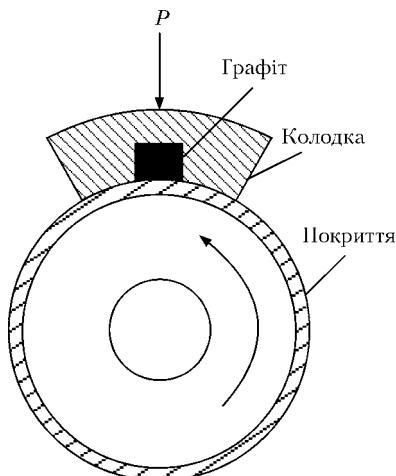


Рис. 2. Схема випробувань зносостійкості покріттів на сухе тертя з графітною вставкою

зв'язку з цим надійність роботи арматури багато в чому визначає надійність роботи ТЕС [1, 2].

На сьогодні ущільнювальні циліндричні поверхні штоків захищають шляхом нанесення на цю поверхню твердого гальванічного хрому. Твердість хромового шару становить $HV\ 800\text{--}900$, а корозійна стійкість — $2\cdot10^{-4}\ \text{mA}/\text{см}^2$. Однак процес гальванічного хромування є екологічно небезпечний і директивами Євросоюзу передбачено повну заборону використання цього процесу після 2020 р. [3–7].

Шляхи розв'язання проблеми. Для заміни процесу гальванічного хромування запропоновано процес електродугового напилення покріттів із використанням порошкових дротів (ПД). Процес електродугового напилення покріттів у 3–10 раз дешевший, ніж інші види газотермічного нанесення покріттів, а ПД дозволяють одержувати електродугові покріття з високою твердістю $HV\ 1000\text{--}1300\ \text{МПа}$, високою абразивною зносостійкістю, проте високою пористістю [8, 9].

Методичні аспекти дослідження. Покріття із ПД наносили електродуговим металізатором ЭМ-17 за таких режимів: напруга 30–32 В, струм 150 А, тиск повітря 0,6 МПа, дистанція напилення 150 мм, товщина покріття після шліфування 0,7 мм.

Випробування на зношування покріттів проводили за умов сухого тертя в парі із колодкою із сталі 3Х13 ($HRC\ 42$) з графітною вставкою за

схемою диск–колодка на установці СМІЦ-2 за питомих навантажень 2–10 МПа (рис. 2).

Результати дослідження. Електродугові покріття мають типову ламелярну будову. Ламелі являють собою закристалізовані краплини, які розділені між собою оксидними плівками різної природи і товщини. Крім того, у структурі покріттів є крупні ламелі із оксидів (рис. 3, а). Шліфована поверхня являє собою композит — в матриці із металевих ламелей є острівки оксидних фаз (рис. 3, б, в). Така структура зумовлює особливу трибологічну поведінку як за умов сухого тертя, так і при терті за умов граничного мащення.

Для створення знос- та корозійностійких покріттів першою і необхідною умовою є наявність в складі шихти ПД вуглеце- або боровмісних феросплавів (форохромбору, високовуглецевого форохрому), що забезпечують у складі покріття не менше 14 мас. % Cr. Для корозійностійких покріттів є небажана поява у покрітті значної кількості фериту, легованого хромом. Добавлення у шихту ПД легувальних елементів, що підвищують стабільність фериту в структурі покріття, таких, як хром, алюміній, титан та фосфор, суттєво збільшує вміст феритної фази у структурі покріття. Так, додавлення 2 мас. % алюмінію при вмісті хрому 13 мас. % у ПД сприяє утворенню у структурі покріття 20 % фериту. Це призводить до зменшення твердості покріттів, підвищення хімічної гетерогенності через появу у фериті хромовмісних карбідів $(\text{FeCr})_{23}\text{C}_6$, що зменшує вміст хрому в твердому розчині й погіршує корозійні характеристики покріттів. Тому, хоча алюміній у шихті ПД суттєво підвищує адгезійну міцність покріттів до основи, проте його вміст у ПД слід обмежувати 2 мас. %.

Для підвищення корозійної стійкості покріттів необхідно у шихту ПД вводити порошок титану (не менше 2%), що унеможливлює утворення оксидів хрому та зменшення хрому в твердому розчині покріття. Як свідчить термодинамічний аналіз, алюміній і титан мають більш негативний ізобарно-ізотермічний потенціал взаємодії із киснем повітря. Тому при плавленні ПД 140Х14Н2Т2Ю титан найшвидше буде взаємодіяти з киснем та утворювати оксиди титану; оксиди ж хрому будуть відновлюватись до вільного хрому внаслідок про-

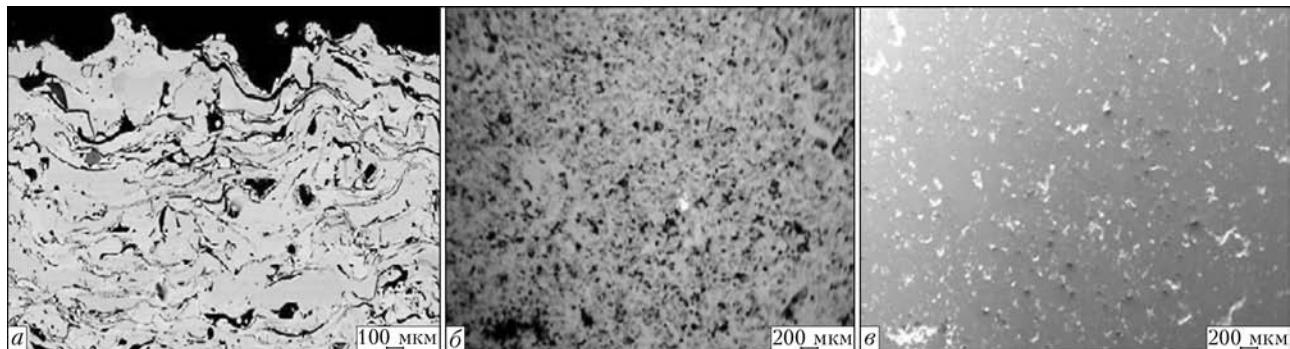


Рис. 3. Типова мікроструктура покріттів (а), поверхня шліфованих покріттів у прямих (б) і відбитих (в) електронах

Склад оксидної фази у покріттях

Марка ПД	Склад оксидів у покрітті
140Х14	4–6 мас. % Cr_2O_3 (68 мас. % Cr) + Fe_2O_3
140Х14Н2О2	4–6 мас. % Al_2O_3 + Fe_2O_3 + Cr_2O_3
140Х14Н2Т2Ю	4–6 мас. % Al_2O_3 + TiO_2

ходження алюмотермічної реакції $2\text{Al} + \text{Cr}_2\text{O}_3 = \text{Al}_2\text{O}_3 + 2\text{Cr}$.

Тому введення алюмінію у шихту ПД зменшує кількість оксидів хрому, а добавлення 2 мас. % алюмінію сумісно із 2 мас. % титаном у ПД повністю виключає утворення оксидів хрому при напиленні покріття і, як наслідок, їх більше зберігається у твердому розчині (таблиця). Згідно з цими вимогами розроблено і виготовлено дослідну партію ПД 140Х14Н2Т2Ю, які мають достатню корозійну стійкість у 3 % водному середовищі NaCl . Хоча струми корозії таких покріттів ($I_{\text{кор}} = 0,0015 \text{ mA/cm}^2$) є суттєво більшими, ніж для основи із суцільної сталі X18H10T ($I_{\text{кор}} = 0,0004 \text{ mA/cm}^2$), що зумовлено суттєво більшою площею взаємодії із середовищем поверхні пористого покріття ніж у суцільної сталі.

Дослідження, що проведені за умов наближених до реальних, імітували наявність графітного ущільнення (в колодку зі сталі 3Х13 вмонтували графітну вставку (див. рис. 2)) та показали, що при випробуваннях на сухе тертя із контртілом з графітною вставкою коефіцієнт тертя зменшується для пари тертя сталі ШХ15 – 3Х13 та зростає зі збільшенням питомого навантаження від 2 до 10 МПа (рис. 4). Для пари тертя покріття з ПД 140Х14Н2Т2Ю – сталі 3Х13 вставка з графіту суттєво знижує коефіцієнт тертя, причому, чим вищий рівень питомого навантаження, тим сильніше зменшується коефіцієнт тертя. Такий низький рівень коефіцієнта тертя зумовлений тим, що напилені покріття мають на своїй поверхні пори глибиною до мікрометра (рис. 5) на відміну від сталі.

При терті по вставці із графітом останній проникає у пори як у кишенні і там акумулюється (рис. 6). При високих питомих навантаженнях він

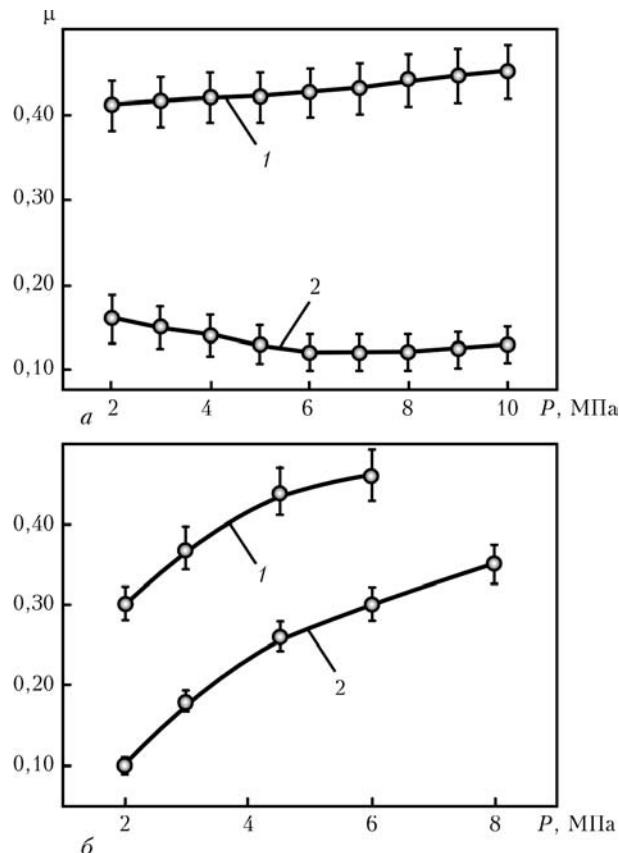


Рис. 4. Залежність коефіцієнта тертя μ пари покріття ПД 140Х14Н2Т2Ю–3Х13 (а) та пари сталь ШХ15–3Х13 (б) від навантаження P : 1 – сухе тертя; 2 – тертя з графітовою вставкою

слугує джерелом мастила і додатково формує графітну плівку на поверхнях тертя.

Випробування на зносостійкість показали, що при питомому навантаженні 2 МПа найменше зношується диск із сталі ШХ15, проте він найбільше зношує контртіло 3Х13, і сумарний знос цієї пари є найбільшим (рис. 7). Покріття зношуються більше порівняно із сталлю ШХ15, проте менше зношують контртіло 3Х13 і сумарний знос цієї пари ПД 140Х14Н2Т2Ю–3Х13 є значно менший (рис. 7).

Просочування мастилом суттєво зменшує знос покріттів, а також для цієї пари тертя в цілому

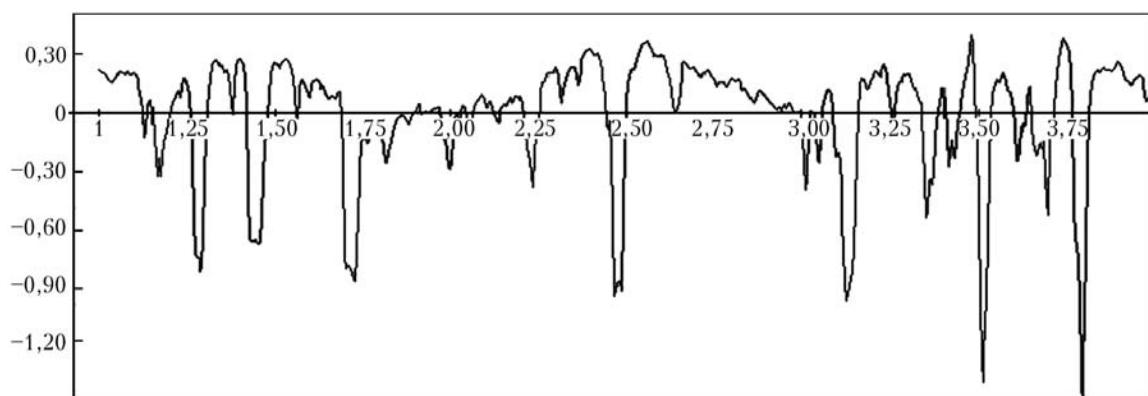


Рис. 5. Профілограма покріття з ПД 140Х14Н2Т2Ю

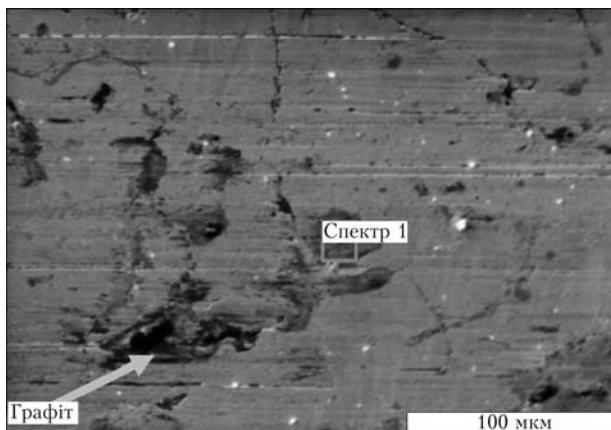


Рис. 6. Мікроструктура покриття ПД 140X14H2T2Ю після випробувань на сухе тертя з графітною вставкою

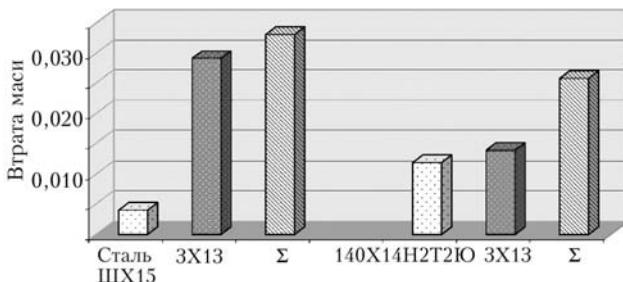


Рис. 7. Результати випробувань на зносостійкість при сухому терти

(рис. 8), і очевидно що це зумовлено їх пористою структурою.

Таким чином, виходячи із експлуатаційних характеристик і собівартості електродугового покриття із ПД 140X14H2T2Ю, його можна рекомендувати для широкого масштабного впровадження, а саме відновлення циліндричних ущільнювальних поверхонь штоків запірної арматури ТЕС. На основі одержаних експериментальних результатів розроблено технологію відновлення циліндричних ущільнювальних поверхонь запірної арматури ТЕС. Технологія передбачає нанесення електродугового покриття з ПД на ущільнювальну циліндричну поверхню штоків з наступною механічною обробкою напиленого покриття шліфуванням та поліруванням до шорсткості поверхні $Rz = 0,08 \text{ мкм}$ (рис. 9).

Відновлені деталі, що працюють за робочих температур менше 250°C , можна просочувати синтетичним мастилом Synth 5W40, робоча температура якого перевищує температуру експлуатації деталей. Собівартість відновлення штока вентиля 1054 становить 15–20 % вартості нового. Дослідно-промислова перевірка показала, що використання електродугових покриттів із ПД 140X14H2T2Ю для захисту ущільнювальних поверхонь запірної арматури дозволяє замінити екологічно небезпечний процес гальванічного хромування та підвищити на 30 % їх довговічність.

Висновки

1. Розроблено метод відновлення штоків запірної арматури ТЕС електродуговим напиленням коро-

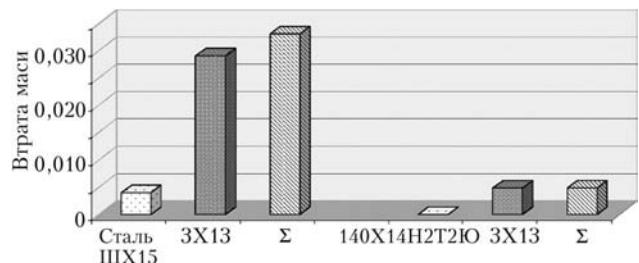


Рис. 8. Результати випробувань на зносостійкість при терти (покриття просочене мастилом)



Рис. 9. Вигляд штока вентиля 1054 до (a) та після (b, c) відновлення електродуговим напиленням

зійностійких покриттів із ПД 140X14H2T2Ю на циліндричні поверхні з наступною операцією шліфування та полірування до шорсткості поверхні $Rz = 0,08 \text{ мкм}$.

2. Наявність пор у структурі напиленого покриття сприяє акумулюванню графіту в порах, через що зменшується коефіцієнт тертя в парі із стальним контргілом, зростає зносостійкість пари тертя.

3. Розроблена технологія подовжує ресурс штоків запірної арматури та виключає екологічно небезпечний процес гальванічного хромування із виробництва.

1. Имбрицкий М.И. Справочник по арматуре тепловых электростанций. — М.: Энергоиздат, 1981. — 304 с.
2. Кинжер А.Х. Ремонт трубопроводной арматуры электростанций: Учеб. пособие для проф. обучения рабочих на производстве. — М.: Выш. шк., 1986. — 144 с.
3. Flitney B. Alternatives to chrome for hydraulic actuators // Sealing Technol. — 2007. — № 10. — Р. 8–12.
4. Picasa J.A. HVOF coatings as an alternative to hard chrome for pistons and valves // Wear. — 2006. — № 261. — Р. 477–484.
5. Monaghana K.J., Straub A. Comparison of seal friction on chrome and HVOF coated rods under conditions of short stroke reciprocating motion. // Sealing Technol. — 2008. — № 11. — Р. 9–14.
6. Robertson M.F. Wear characteristics of electrolytic hard chrome and thermal sprayed WC-10 Co-4 Cr coatings sliding against Al-Ni-bronze in air at 21°C and at -40°C // Wear. — 2002. — № 252. — Р. 880–893.
7. Балдаев С.Л. Сравнение коррозионной стойкости покрытия гальванического хрома и покрытия на основе карбида вольфрама, нанесенных высокоскоростным газопламенным напылением // Конверсия в машиностроении. — 2006. — № 2. — С. 143–147.
8. Коробов Ю.С. Эффективность применения активированной дуговой металлизации для нанесения защитных покрытий // Свароч. пр-во. — 2002. — № 2. — С. 47–50.
9. Електродугові відновні та захисні покриття / В.І. Понхурський, М.М. Студент, В.М. Довгунік та ін. — Львів: Фіз.-мех. ін-т ім. Г.В. Карпенка НАН України, 2005. — 190 с.

ПРОЕКТ 3.1.2

Розробка матеріалів та технологій відновлення ущільнювальних поверхонь трубопровідної запірної арматури теплових електростанцій

УДК 621.791.92

РАЗРАБОТКА ТЕХНОЛОГИИ ПЛАЗМЕННО-ПОРОШКОВОЙ НАПЛАВКИ УПЛОТНИТЕЛЬНЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ШТОКОВ ВЕНТИЛЕЙ

Е.Ф. ПЕРЕПЛЕТЧИКОВ, канд. техн. наук, И.А. РЯБЦЕВ, д-р техн. наук
(Ин-т электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины)

Выбраны присадочные порошки и разработана технология плазменной наплавки уплотнительных поверхностей штоков вентилей, которые эксплуатируются на тепловых и атомных электростанциях. Плазменно-порошковая наплавка позволила улучшить качество наплавленного металла, снизить припуски на механическую обработку и расходы на наплавку, увеличить ресурс эксплуатации вентилей.

Ключевые слова: плазменно-порошковая наплавка, наплавочные порошки, оборудование для наплавки, штоки вентилей

Для наплавки деталей запорной энергетической арматуры широко используются сплавы на основе никеля, легированные хромом, бором и кремнием. Сплавы этого типа характеризуются высокими технологическими и эксплуатационными свойствами, однако имеют большой недостаток — высокую стоимость. В настоящее время для наплавки деталей запорной арматуры разработаны более дешевые сплавы на основе железа. При этом на многих предприятиях стран СНГ для этой цели применяют ручную электродуговую наплавку штучными электродами или механизированную электродуговую наплавку порошковыми проволоками. Электродуговую наплавку выполняют по крайней мере в три слоя, что ведет к перерасходу наплавочных материалов и увеличению продолжительности процесса наплавки [1, 2].

В рамках программы «Проблеми ресурса і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин» (2010–2012 гг.) разработана технология плазменно-порошковой наплавки деталей арматуры, в частности, уплотнительной поверхности штоков вентилей, сплавом на основе железа типа 15X19H9M4C5Г3Д [3]. При применении этой технологии снижаются затраты на присадочные материалы, достигается экономия дорогостоящего никеля, а также обеспечиваются высокая производительность, хорошее качество наплавленного металла, значительно облегчаются условия труда и достигается увеличение ресурса арматуры [4].

В серийном производстве штоки вентилей изготавливают из стали 25Х1МФ, а их уплотнительные поверхности наплавляют вручную в 3–4 слоя электродами ЦН-12М в медном водоохлаждаемом кокиле (рис. 1). Технологический процесс предусматривает предварительный подогрев заготовок и последующий отпуск наплавленных деталей. Такая технология наплавки уплотнительных поверхностей штоков вентилей вызывает непостоянство твердости по высоте наплавленного слоя, наличие шлаковых включений, пор и других дефектов. Она характеризуется также низкой производительностью ручного труда.

Для плазменно-порошковой наплавки уплотнительной поверхности штоков вентилей используют две схемы, представленные на рис. 2. При изго-

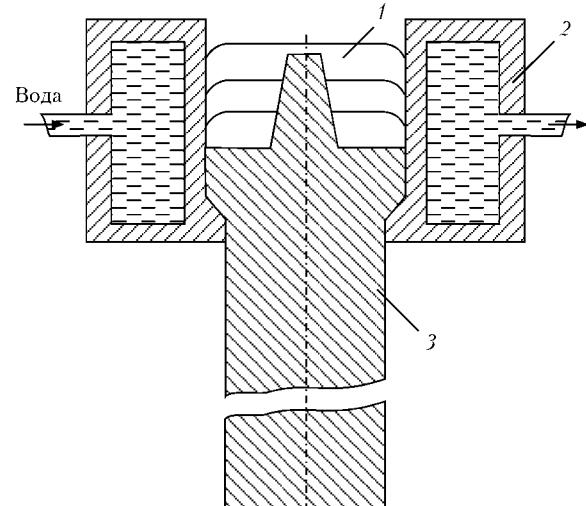


Рис. 1. Схема ручной электродуговой наплавки штоков вентилей Ду 65: 1 — наплавленный металл; 2 — водоохлаждаемый медный кокиль; 3 — заготовка штока

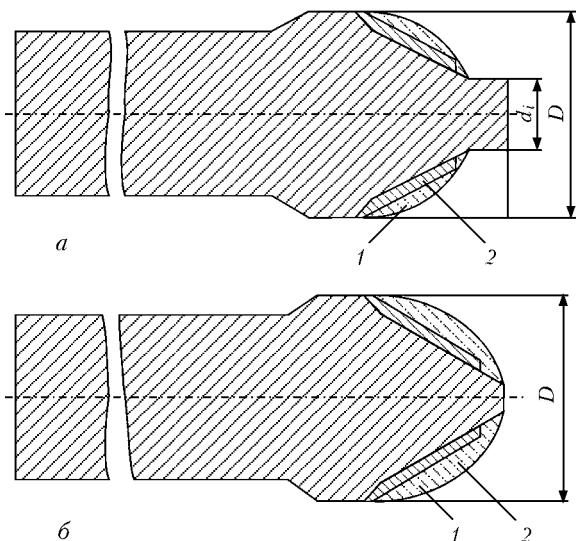


Рис. 2. Варианты разделки и наплавки штоков Ду 65: а — новый, б — изношенный шток (1, 2 — наплавленный металл соответственно до и после механической обработки)

влении новых штоков наплавка ведется по схеме рис. 2, а. Для предотвращения стекания наплавленного слоя и качественного формирования наплавленного валика заготовка штока под наплавку имеет выступ диаметром d_1 и длиной 5–7 мм. Для восстановления изношенных штоков более предпочтительна схема, представленная на рис. 2, б. В обоих случаях форма поперечного сечения валика при оптимальных условиях наплавки напоминает лежащую каплю.

По сравнению с ручной многослойной наплавкой однослойная плазменно-порошковая наплавка примерно в два раза уменьшает расход присадочного материала.

Важным технологическим параметром при наплавке цилиндрических деталей является величина смещения плазмотрона с зенита [4]. Проведенные исследования показали, что эта величина возрастает с увеличением диаметра уплотнительной поверхности штоков и скорости наплавки (рис. 3).

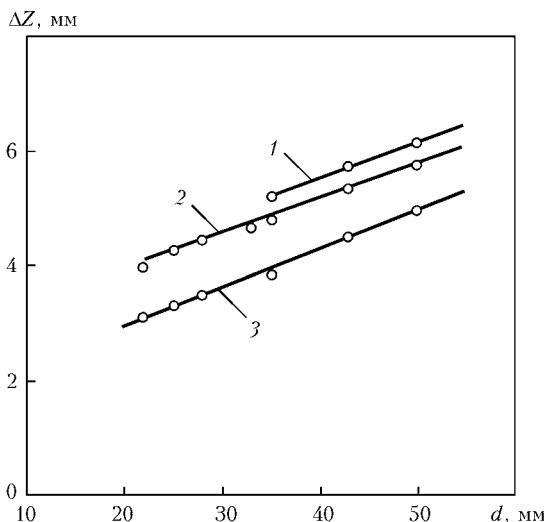


Рис. 3. Влияние диаметра заготовки d и скорости наплавки на величину смещения ΔZ плазмотрона с зенита: 1 — 7; 2 — 5; 3 — 3,6 м/ч



Рис. 4. Заготовки штоков, наплавленные различными способами: а — шток вентиля Ду 65, ручная электродуговая наплавка; б — то же, плазменная наплавка; в — шток вентиля Ду 40, плазменная наплавка

Причем увеличение диаметра расширяет диапазон оптимальных значений смещения. С повышением скорости наплавки формирование валиков становится более чувствительным к изменению величины смещения, так как при этом соответственно увеличивается ток и подача порошка, а следовательно, и длина сварочной ванны. Уменьшение смещения ухудшает формирование и приводит к увеличению проплавления.

Штоки наплавляются в один слой, без предварительного подогрева, при этом обеспечивается необходимая высота валика. Наплавляемая поверхность заготовки штока располагается параллельно срезу сопла плазмотрона на расстоянии 7–9 мм. Расход газа поддерживается в следующих пределах: плазмообразующего и транспортирующего — по 1,5–2,0, защитного — 8–10 л/мин. Ток дуги, подача порошка, скорость наплавки и смещение с зенита выбираются в зависимости от диаметра наплавляемой заготовки.



Рис. 5. Установка для наплавки уплотнительных поверхностей штоков вентилей

Основные параметры режима плазменно-порошковой наплавки уплотнительных поверхностей штоков вентиляй Ду 40 и Ду 65

Диаметр штока, мм	Параметры режима			
	Ток наплавки, А	Расход порошка, г/мин	Смещение плазмотрона, мм	Время одного оборота, мин
40	160	35	5,0	0,68
65	180	40	6,5	1,0

В таблице приведены основные параметры режима плазменно-порошковой наплавки уплотнительной поверхности штоков вентиляй Ду 40 и 65, а на рис. 4 показаны заготовки штоков, наплавленные различными способами.

В производственных условиях полуавтоматическая наплавка штоков выполняется на установке, смонтированной на базе аппарата А1756 конструкции ОКТБ ИЭС им. Е.О. Патона.

В состав установки (рис. 5) входят: аппарат А1756, манипулятор, станица, шкаф управления и источник питания ВДУ-504. Манипулятор состоит из станины, редуктора с электродвигателем, пневмопатрона и токоподвода. В исходном положении пневмопатрон разжат, а манипулятор наклонен в сторону аппарата.

Основные элементы технологии плазменной наплавки заключаются в автоматическом зажатии заготовки, перемещении манипулятора с помощью пневомеханической системы под плазмотрон в рабочее положение и автоматическое включение вращения заготовки и возбуждения плазменной дуги. По окончании наплавки и подачи команды «Стоп» осуществляется автоматическая заварка кратера, завершение процесса наплавки и возвращение манипулятора в исходное состояние. После наплавки партию деталей помещают в печь и проводят термообработку.

При плазменной наплавке с малым проплавлением основного металла уже на расстоянии 0,5–1,0 мм от линии сплавления достигается заданная твердость наплавленного металла [3]. Для обеспечения высокой работоспособности деталей достаточно иметь после механической обработки слой наплавленного металла толщиной 1,8–2,5 мм. Практически эту толщину выдерживают равной 2,5–

3,0 мм. Разброс значений твердости металла на одной заготовке не превышает *HRC* 5.

Механизация наплавочного процесса с применением высокоэффективной защиты наплавленного металла аргоном позволила значительно уменьшить вероятность образования дефектов (поры, шлаковые включения, несплавления), свойственных ручной электродуговой наплавке штучными электродами и механизированной дуговой наплавкой порошковыми проволоками.

Выводы

1. Выбран порошок сплава на основе железа типа 15Х19Н9М4С5Г3Д для наплавки уплотнительных поверхностей штоков вентиляй. Металл, наплавленный этим порошком, имеет необходимые эксплуатационные свойства и по сравнению с ранее применяемыми для этой цели никелевыми сплавами более низкую цену.

2. Разработана технология автоматизированной плазменной наплавки порошком сплава 15Х19Н9М4С5Г3Д уплотнительных поверхностей штоков вентиляй Ду 40 и Ду 65. Плазменно-порошковая наплавка обеспечивает получение необходимого состава наплавленного металла в первом слое. Она также обеспечивает отличное формирование и высокое качество наплавленного металла.

3. Работы, проведенные совместно ИЭС им. Е.О. Патона и ФМИ им. Г.В. Карпенко в рамках программы «Ресурс», позволили создать технологию восстановления уплотнительных поверхностей деталей штоков вентиляй и повысить их эксплуатационный ресурс.

- Химическая макроинодородность металла, наплавленного различными электродными материалами / В.Б. Еремеев, Ю.В. Стреляный, В.А. Корбут, Л.В. Песня // Свойства и испытания наплавленного металла: Теоретические и технологические основы наплавки. — Киев: ИЭС им. Е.О. Патона, 1979. — С. 36–42.
- Переплетчиков Е.Ф. Современные технологии и оборудование для наплавки и упрочнения трубопроводной арматуры / Сб. тр. VIII Междунар. науч.-техн. конф. «Проблемы сварки, металлургии и родственных технологий». — Тбилиси, 2003. — С. 333–346.
- Переплетчиков Е.Ф., Рябцев И.А. Свойство сплавов на основе железа для плазменно-порошковой наплавки уплотнительных поверхностей арматуры // Автомат. сварка. — 2011. — № 9. — С. 31–35.
- Гладкий П.В., Переплетчиков Е.Ф., Рябцев И.А. Плазменная наплавка. — Киев: Екотехнологія, 2007. — 296 с.

ПРОЕКТ 3.2

Оптимізація процесу отримання ефективних органо-неорганічних модифікаторів плівковірних полімерів та розробка технології створення нових наноструктурованих антикорозійних покриттів широкого призначення

УДК 667.636.2:678.604

ОПТИМІЗАЦІЯ ПРОЦЕСУ ОТРИМАННЯ ЕФЕКТИВНИХ ОРГАНО-НЕОРГАНІЧНИХ МОДИФІКАТОРІВ ПЛІВКОТВІРНИХ ПОЛІМЕРІВ ТА РОЗРОБКА ТЕХНОЛОГІЇ СТВОРЕННЯ НОВИХ НАНОСТРУКТУРОВАНИХ АНТИКОРОЗІЙНИХ ПОКРИТТІВ ШИРОКОГО ПРИЗНАЧЕННЯ

Академік НАН України **Є.В. ЛЕБЕДЕВ, Н.М. ЛАСКОВЕНКО**, канд. хім. наук
(Ін-т хімії високомолекулярних сполук НАН України)

Проведено оптимізацію умов отримання наноструктурованих органо-неорганічних олігомерів з $-Si-O-Si-$, $-Si-C_6H_5-$ -угрупованнями – ефективних модифікаторів плівковірних полімерів. Відпрацьовані технології їх синтезу та технологія отримання антикорозійної наноструктурованої поліуретанової композиції на основі сітчастого поліуретану і органо-неорганічних олігомерів-модифікаторів. Показано, що стійкість поліуретанового модифікованого наноструктурованого покриття в порівнянні з немодифікованим зростає в морській воді, в лужних середовищах та розчинах солей в 2 рази. Проведено фарбування обладнання для натурних випробувань на підприємствах машинобудівної, будівельної, хімічної, нафтохімічної галузей промисловості з агресивними середовищами у м. Києві та на ЗАТ «ЛИНИК» (Закрите акціонерне товариство «Лисичанська нафтопереробна компанія», м. Лисичанськ).

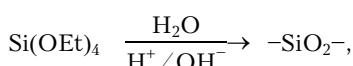
Ключові слова: органо-неорганічні олігомери, модифікація, силані, дериватографія, морфологія, нанокомпозити, наносистеми, поліуретани

Підхід до формування гіbridних за хімічною будовою полімерних ланцюгів з комбінацією органічних та неорганічних фрагментів дозволяє забезпечити умови для виконання нанорозмірних доменів і одержувати наноструктуровані системи та нанокомпозити, а також вирішити питання щодо створення нових полімерних матеріалів з підвищеною термостійкістю, покращеними фізико-механічними і експлуатаційними параметрами, особливими дифузними і електричними, оптичними і медичними властивостями. Одним з класичних способів одержання органо-неорганічних гіbridних полімерів є метод золь-гелью [1–3]. Для типового процесу методу золь-гелью основними є такі компоненти: вода (гідролізуючий агент), органічний розчинник (гомогенізуючий агент), неорганічна кислота (кatalізатор та алкокси- чи гідроксисилан). Як добавки на різних стадіях формування золь-гель системи використовують також різні низько- та високомолекулярні органічні та неорганічні добавки, в результаті чого можуть бути отримані органо-неорганічні гіbridні нанокомпозити [4–7]. Однією із цікавих особливостей таких систем

є присутність реакційноздатних силанольних груп після утворення гелю в результаті процесу золь-гель. Останнє створює належні умови для утворення ковалентних зв'язків між органічними та неорганічними компонентами і формування гіbridних систем золь-гель. Інший тип гіybridних органо-неорганічних нанокомпозитів золь-гель може бути сформований шляхом послідовного синтезу неорганічної матриці у впорядкованій органічній матриці чи, навпаки, органічного полімеру у впорядкованій неорганічній матриці. Таким чином, комбінація органічних та неорганічних компонентів і способу золь-гель є ідеальною для формування органо-неорганічних нанокомпозитних матеріалів нового типу, до яких належать наноструктуровані поліуретани.

В основі процесу створення наноструктурованих органо-неорганічних олігомерів лежить реакція алкоксидних угрупувань з молекулами води – спосіб золь-гель. Звичайні вихідні сполуки, які застосовуються для утворення неорганічної фази (прекурсори), – алкоксиди металів, найчастіше тетраетоксисилан TEOS.

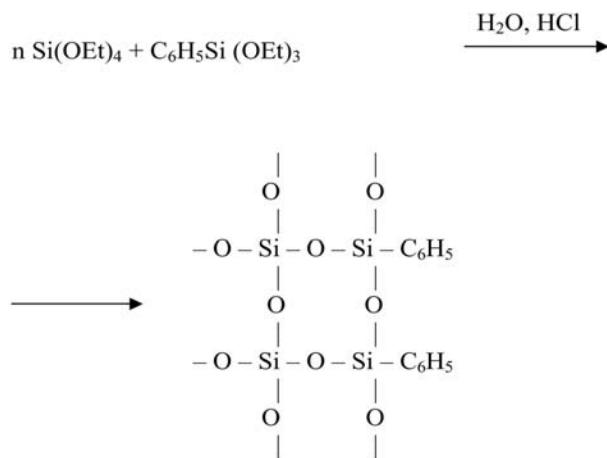
Процеси гідроліз-конденсації TEOS призводять до утворення розчину гелю SiO_2



який містить незначну кількість гідроксильних (залишкових) та алкоксидних груп (здатних також стабілізувати золь) і міцно адсорбує молекули води та спирту.

Найважливішим фактором, який обумовлює механізм зростання силікатних частинок і морфологію органо-неорганічних наноструктурованих композитів (ОННК), є тип каталізатора. Кatalізаторами гідроліз-конденсації реакції тетраалкоксисиланів можуть бути кислоти та луги. У процесі отримання органо-неорганічних олігомерів використали кислі каталізатори (0,1н розчин HCl).

Реакція синтезу органо-неорганічних олігомерів на основі тетраетоксисилану і фенілтриетоксисилану у присутності кислих каталізаторів представлена загальною схемою



Проведено кінетичні дослідження (рис. 1) реакції гідроліз-сополіконденсації ТЕОС + ФТЕОС.

Як свідчить рис. 1, реакція закінчується через 6–8 год. Встановлено, що реакція протікає у кислому середовищі без розчинника, при ретельному перемішуванні. При температурі 20–25 °C трива-

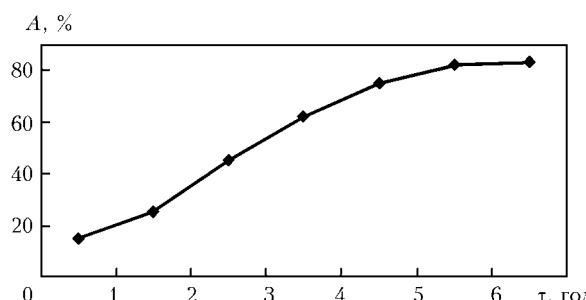


Рис. 1. Залежність ступеня перетворення етоксильних груп A від тривалості τ реакції гідроліз-сополіконденсації ТЕОС + ФТЕОС

лість синтезу становить 12–14 год, а при 40–50 °C – 6–8 год.

При внесенні розрахункової кількості компонентів (ТЕОС і ФТЕОС) в реакційну колбу відбувається їх суміщення, при цьому реакційна маса прозора, добавлення розрахункової кількості підкисленої води призводить до утворення емульсії, яка після ретельного перемішування і певної тривалості проходження реакції гідроліз-конденсації (співполіконденсації) перетворюється на прозору реакційну масу. Через деякий час реакційна маса мутнішає, відбувається гелеутворення.

Проведено хімічний (табл. 1) та інфрачервоний (ІЧ) спектральний (рис. 2) аналізи синтезованих олігомерів на наявність етоксильних груп.

ІЧ-спектр олігомеру (рис. 2) характеризується наявністю смуг, притаманних $-\text{Si}-\text{O}-\text{Si}-$, $-\text{Si}-\text{CH}_2-$, $-\text{CO}-$ та зв'язкам OH .

В табл. 1 наведено дані щодо складу реакційної маси проведених експериментів за участю ТЕОС і ФТЕОС, наявності і кількості функціональних груп, вмісту етоксильних, фенільних груп, кремнію.

Як видно з табл. 1, зі збільшенням вмісту ФТЕОС закономірно зменшується вміст етоксильних груп і кремнію, підвищується вміст фенільних груп. Зміна вмісту етоксильних груп призводить до зміни структури олігомера – зменшення кіль-

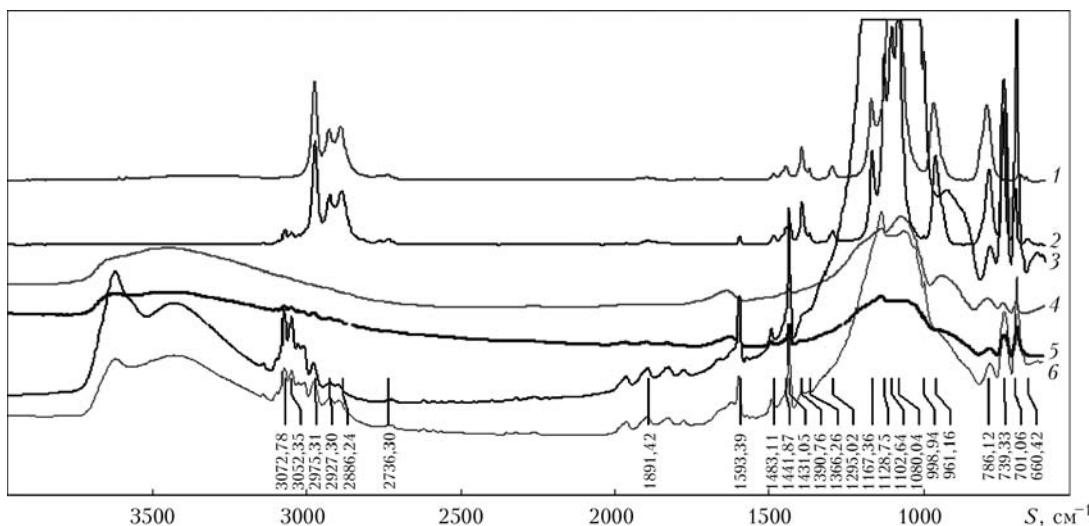


Рис. 2. ІЧ спектри алкоксисиланів та органо-неорганічних олігомерів на їх основі: S – довжина хвилі; 1 – ТЕОС; 2 – ФТЕОС; 3 – ФТЕОС:ТЕОС = 2:1; 4 – ТЕОС:ФТЕОС = 1:0,1; 5 – ТЕОС:ФТЕОС = 1:1; 6 – ТЕОС:ФТЕОС = 1:2,25

Таблиця 1. Характеристика реакційної системи

Умови реакції	Молекулярна маса реакційної системи	Кількість функціональних груп, %	Вміст, %			Вміст C_2H_5O- , %	
			C_2H_5O-	C_6H_5-	Si-	У вихідних реакціях системи	У готовому ольгомері
TEOC + ФТЕОС 1:1	448,18	7,00	70,28	17,18	12,54	54,86	0,25
TEOC + ФТЕОС 1:1,5	568,23	8,50	67,31	20,33	12,36	40,50	0,30
TEOC + ФТЕОС 1:2	688,27	10,00	65,38	22,38	12,24	35,48	0,50
TEOC + ФТЕОС 1:2,25	748,29	10,75	64,65	23,15	12,20	32,25	0,58

Таблиця 2. Діякі термічні характеристики досліджуваних зразків синтезованих олігомерів

Умови реакції	Температура, °C, втрати маси зразка, %			Температура кінця розпаду, °C	Залишок, %	Температура розм'якшення, °C
	5	10	50			
ФТЕОС + H_2O (0,1н р-н HCl)	290	415	550	820	40	90–100
TEOC + H_2O (0,1н р-н HCl)	130 (скло)	230	430 (20)	430	84	>300
TEOC + ФТЕОС (1:1)	97 (білий порошок)	142	570	950	70	>300
TEOC + ФТЕОС (1:2)	300 (білий порошок)	410	490 (20)	840	70	130
TEOC + ФТЕОС (1:2,25)	300 (білий порошок)	500	600 (20)	800	50	110

кості зшивок, зростання вмісту фенільних груп, сприяє посиленню його термостійкості (табл. 2).

Для дослідження структури органо-неорганічних олігомерів TEOC + ФТЕОС одержані ширококутові дифрактограми. Подробиці проведення експерименту й параметри рентгенооптичної схеми наведені в роботі [8]. Така рентгенооптична схема дуже зручна для виконання необхідних нормувальних процедур (нормування розсіювання на одинаковий обсяг зразка й на поглинання рентгенівських промінів у зразку). Вказані виправлення в дифракційних даних, а також приведення їх до одинакової інтенсивності первинного пучка зроблено з використанням розрахункових процедур, описаних у роботі [8]. Ширококутові дифрактограми олігомерів (рис. 3) свідчать про те, що введення

мінімальної кількості одного із компонентів виявляє істотний вплив на структуру, що модифікує вплив на особливості близької й більшдалекої впорядкованості матеріалу, порівняно з матричним компонентом.

Ведення мінімальної кількості ФТЕОС ущільнює матеріал, зменшуючи кількість мікропор, і сприяє утворенню в ньому макрорешітки з періодичністю 1,45 нм. При максимальному утриманні ФТЕОС (рис. 2, 6) відзначено повне зникнення слідів кристалічності ФТЕОС (широкий розмитий максимум при 24 °C) і помітне розширення й зниження інтенсивності максимуму макрорешітки. Введення мінімальної кількості TEOC (33 %) у матрицю ФТЕОС сприяє повній аморфізації матеріалу.

В області проміжних складів зафіковано формування квазікристалічної макрорешітки. Відзначений прояв максимуму розсіювання макрорешітки у всіх досліджуваних композитах, зміни її періодичності та ступеня досконалості демонструють те, що відбувається на рівні індивідуальних фрагментів сполучення компонентів. Так, при мінімальній добавці TEOC його фрагменти вбудовуються в ланцюжки ФТЕОС між фрагментами, зображеніми групами C_6H_5 , що призводить до зростання періоду макрорешітки та зниженню ступеня її впорядкованості.

Співполіконденсація TEOC:ФТЕОС дає можливість змінювати структуру олігомерів-полімерів на молекулярному рівні за рахунок варіювання кількості зшивок і тим самим змінити температуру розм'якшення, а значить, і температуру переробки матеріалу. Наявність фенільних радикалів у біч-

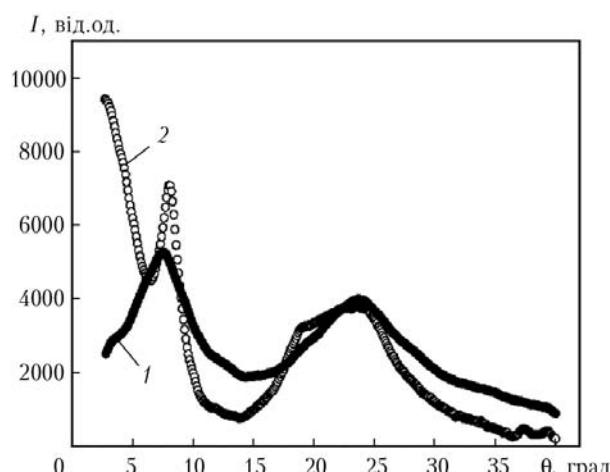


Рис. 3. Ширококутові дифрактограми олігомера (TEOC:ФТЕОС 1:2); (33:67 %); 1 – експеримент; 2 – адитивні значення; θ – кут розсіювання; I – інтенсивність розсіювання

Таблиця 3. Фізико-механічні властивості наноструктурованої модифікованої емалі

Властивості	ПУ	НПУ темнозелена	НПУ біла
Твердість, відн. од.	0,33	0,50	0,40
Удар	45,0	50,0	50,0
Вигин	1,0	1,0	1,0
Адгезія, бал	2,0	1,0	1,0
σ , МПа	23,9	50,1	45,5
ε , %	100	80,0	85,0
Масова доля гель фракцій, %	85,0	95,0	94,5

ному ланцюгу і змінена структура сприяють високій термостійкості кінцевих продуктів.

При гідроліз-конденсації тетраетоксисилану і подальшій термообробці отримують кремнезем, температура розм'якшення якого становить приблизно 1300 °C, в той час як за співполіконденсації і співвідношення ТЕОС:ФТЕОС = 1:20; 1:2,5 температура розм'якшення співполімеру сягає 110–120 °C, термостійкість (температура втрати 2 % маси зразка) – 350–400 °C. Отримані продукти, на відміну від кремнезему, скла, – білі, або трохи кремові порошки, добре розчинні в більшості органічних розчинників (ацетон, бензол, ксилол, хлорбензол, диметилформамід тощо), а тому їх запропоновано використовувати як модифікатори полімерів. Складено проект технічних умов і технологічного регламенту із синтезу органо-неорганічних олігомерів.

Проведено модифікацію сітчастого поліуретанового (ПУ) полімеру органо-неорганічним олігомером. Кількість модифікатора становила 2 і 5 % до візуально визначенеї несумісності-гетерогенності модифікованої системи. Готують розчин олігомеру (ТЕОС + ФТЕОС) в органічному розчиннику (ацетон, бутилацетат або диметилформамід). Підготовлений розчин олігомеру добавляють у лаковий склад ПУ, далі в отриману реакційну суміш додають розраховану кількість отверджувача (поліізоціанат) за співвідношенням NCO:OH = 1,5. Реакційну суміш ретельно перемішують при

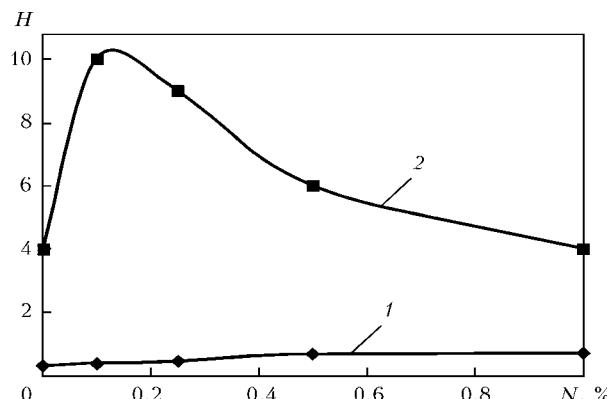


Рис. 4. Змінювання відносної твердості H (1) та адгезії (2) ПУ пілівки від вмісту модифікатора N

S , діб

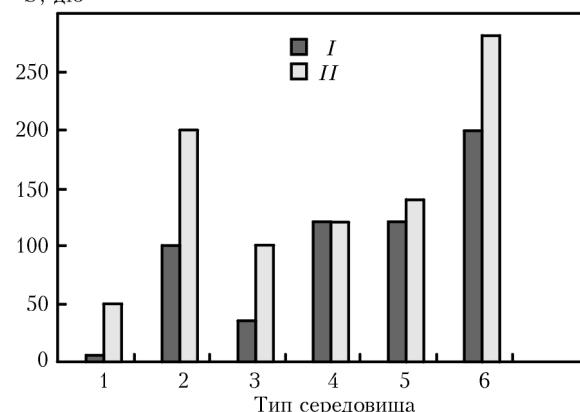


Рис. 5. Стійкість S ПУ в агресивних середовищах: I – ПУ; II – модифікований ПУ; 1 – вода дистильована; 2 – вода морська (розвини 20 %); 3 – NaOH; 4 – H_2SO_4 ; 5 – $CuSO_4$; 6 – розчин 30 % NH_4OH . Кількість модифікатора 0,1–0,2 %

кімнатній температурі, готують плівки, які потім ідентифікують та аналізують.

У табл. 3 наведено характеристику зразка емалі ПУ та модифікованої наноструктурованої поліуретанової (НПУ) емалі.

З табл. 3 та рис. 4 видно, що при модифікації емалі ПУ наноструктурованим олігомером за рахунок силоксанової сітки і покращеної міжмолекулярної взаємодії збільшується гель-фракція полімеру, поліпшуються фізико-механічні властивості покриття – адгезія покриття до металевого субстрату збільшується у 2,5 рази при внесенні у поліуретанову систему лише 0,1–0,2 % олігомера ТЕОС + ФТЕОС; твердість зростає також у 2,5 рази при внесенні 0,6–1,0 % модифікатору.

Для проведення досліджень захисних та антикорозійних властивостей поліуретанових лакофарбових наносистем використано метод визначення стійкості зразків покриттів у різноманітних середовищах (дистильованій і морській воді; лужних, кислих середовищах, а також метод визначення коефіцієнтів дифузії та набухання модифікованих плівок. Есперименти (рис. 5, 6) показали, що стій-

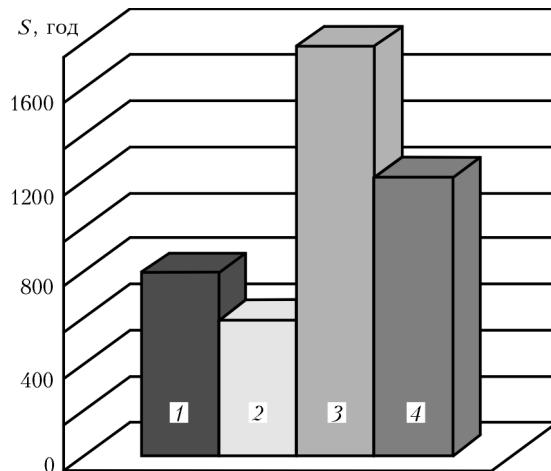


Рис. 6. Стійкість S ПУ в середовищі солей: 1 – ПУ (3%-й розчин $NaCl$); 2 – ПУ (20%-й розчин $(NH_4)_2SO_4$); 3 – наноструктурований ПУ (3%-й розчин $NaCl$); 4 – наноструктурований ПУ $((NH_4)_2SO_4)$

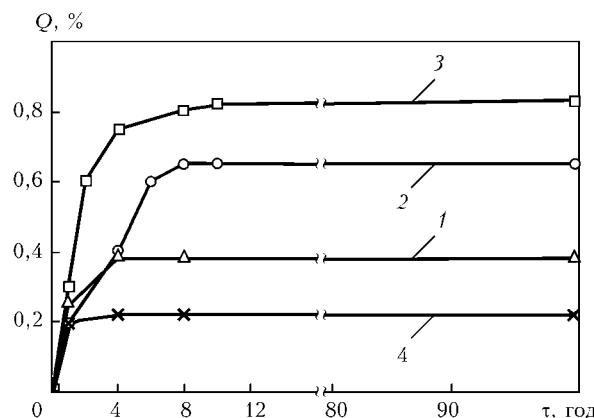


Рис. 7. Кінетика набухання Q плівок, модифікованих 5 % олігомером, в дистильованій (1) та морській (2) воді, а також у 20%-х розчинах H_2SO_4 (3), $NaOH$ (4)

кість поліуретанового модифікованого покриття зростає в дистильованій воді в 10 разів, в морській воді — в 2 рази, в лужних середовищах та в середовищах солей (рис. 6) — в 1,5–2 рази. Набухання плівок незначне (0,2–0,8 %, рис. 7).

Таким чином, ці матеріали можна запропонувані як антикорозійні покриття, герметики, матеріали особливого призначення.

Складено проект технологічного регламенту та технічних умов процесу сполучення модифікованої ПУ емалі. Пофарбовано обладнання (рис. 8) на Київському механічному заводі «Магістраль», Київському будівельному товаристві «Луком-центр», УКРгідроенерго, м. Київ, Закритому акціонерному товаристві «Лисичанська нафтопереробна компанія»).

Висновки

1. Відпрацьовані умови отримання (метод гель-золя) та технологія сполученняnanoструктурзованих органо-неорганічних олігомерів з $-Si-O-Si-$, $-Si-C_6H_5-$ угрупованнями ефективних модифікаторів плівкотвірних полімерів.

2. Встановлено, що процес гідролізу етоксилінних груп, поліконденсації та співполіконденсації силанольних груп (у синтезі олігомера ТЕОС + ФТЕОС) може проходити в реакційній безрозчинникової системі, а також в присутності розчинника при інтенсивному перемішуванні.

3. Показано, що шляхом змінення співвідношення ТЕОС:ФТЕОС можна регулювання температуру розм'якшення та термостійкості продукта — введення ФТЕОС при співвідношенні 1:2 збільшує температуру розкладання 5 % зразка до 350–450 °C. Температура розм'якшення — 100–200 °C.

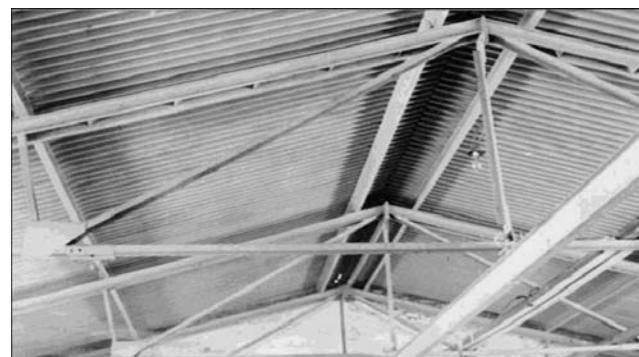


Рис. 8. Пофарбовані конструкції даху Київського механічного заводу

4. Складено проект технологічного регламенту та технічних умов процесу синтезу олігомерів на основі ТЕОС + ФТЕОС. Модифікація сітчастого поліуретанового полімера синтезованими органо-неорганічними олігомерами дала можливість отримати наноматеріали із збільшеною водо- та хімічною стійкістю, міцністю при розтягуванні.

5. Складено проект технологічного регламенту та технічних умов процесу синтезу НПУ емалі, ці матеріали можуть бути запропоновані як антикорозійні покриття, герметики, матеріали особливого призначення.

6. Пофарбовано обладнання для натурних випробувань на підприємствах машинобудівної та будівельної галузей промисловостей, де діють агресивні середовища.

1. LaMer V.K., Dinegar R. Dinegar the production and mechanism of formation of monodispersed hydrogels // J. Amer. Chem. Soc. — 1950. — № 72. — Р. 4847–4848.
2. Кузнецова В.П., Ласковенко Н.Н., Запущенная К.В. Кремнийорганические полиуретаны. — Киев: Наук. думка. — 1974. — 220 с.
3. Шилова О.А. Формирование гибридных органо-неорганических материалов золь-гель методом // Вопросы химии и химической технологии. — 2002. — № 3. — С. 248–253.
4. Терещенко Т.А., Ласковенко Н.Н., Шевченко В.В. Синтез α , ω -(гидроксиметил)олигодиметилсилоxанов // Там же. — 2004. — № 2. — С. 110–115.
5. Терещенко Т.А., Ласковенко Н.Н. Полимер-неорганична композиция з уретановмісною фазою // Укр. хим. ж.-л. — 2003. — № 69, № 10. — С. 119–123.
6. Fitzgerald J.J., Landry C.J.T., Pochan J.M. Dynamic studies of the molecular relaxations and interactions in microcomposites prepared by in-situ polymerization of silicon alkoxides acromolecules. // Macromolecules. — 1992. — 25, № 5. — Р. 3715–3722.
7. Термостійкі органо-неорганічні наносистеми для модифікації органічних та кремнійорганічних полімерів — основи nanoструктурзованих антикорозійних покриттів / Н. Ласковенко, В. Лемешко, М. Юрченко, Є. Лебедев // Фізико-хімічна механіка матеріалів. — 2010. — № 8. — С. 364–369.
8. Дiагностика наносистем / А.П. Шпак, В.В. Шилов, О.А. Шилова, Ю.А. Куницкий // Многоуровневые фрактальные nanoструктуры (Ч. II). — Київ: Академ-періодика, 2004. — 112 с.

ПРОЕКТ 3.3

Розроблення імпульсного методу корозійного моніторингу та виготовлення технічних засобів для оцінки критичного стану обладнання хімічної промисловості, що працює за підвищених параметрів

УДК 620.197.3:620.05

РОЗРОБЛЕННЯ ІМПУЛЬСНОГО МЕТОДУ КОРОЗІЙНОГО МОНІТОРИНГУ ТА ВИГОТОВЛЕННЯ ТЕХНІЧНИХ ЗАСОБІВ ДЛЯ ОЦІНКИ КРИТИЧНОГО СТАНУ ОБЛАДНАННЯ ХІМІЧНОЇ ПРОМИСЛОВОСТІ, ЩО ПРАЦЮЄ ЗА ПІДВИЩЕНИХ ПАРАМЕТРІВ

Чл.-кор. НАН України **В.І. ПОХМУРСЬКИЙ¹, М.С. ХОМА¹, О.Г. АРХИПОВ²**, доктори техн. наук

¹Фізико-механічний ін-т ім. Г.В. Карпенка НАН України,

²Технологічний ін-т Східноукраїнського національного ун-ту ім. В. Даля)

Приведено основні засади і передумови розроблення імпульсного методу корозійного моніторингу та його переваги. Подано структурну схему, виготовлено дослідний зразок приладу, що реалізує цей метод. Він має два канали: на аналоговому записується зміна електрохімічного параметра в процесі накопичення пошкоджень в металі, по другому — кількість електрохімічних імпульсів, що свідчать про розвиток в ньому тріщин, які забезпечують перетворення інформації в цифрову форму та виведення її на дисплей у вигляді результатів зміни потенціалу та динаміки накопичування імпульсів руйнування в часі. Проведено апробацію приладу для корозійного моніторингу в лабораторних умовах при корозійній втомі сталі 08Х17Н15М3Т і встановлено відповідність накопичених імпульсів руйнування із ступенем пошкодження металів. Проходить підготовка до використання приладу ПКМ на ПрАТ «Сєвєродонецький Азот».

Ключові слова: корозійний моніторинг, імпульсний метод, корозійно-втомне руйнування, ступінь пошкодження, потенціал, прилад, обладнання хімічної промисловості

Зараз в Україні понад 12 % обладнання в хімічній промисловості мають термін експлуатації понад 30 років, близько 25 % експлуатуються з терміном від 11 до 30 років, 35 % експлуатуються протягом 7–10 років. Значну його частину виготовлено дрібними серіями, або взагалі вони є унікальними виробами. Значні габарити технічних об'єктів, стадійність виробництва та наявність різних агресивних середовищ навіть в межах одного апарату значно утруднює аналіз їх пошкоджуваності. За таких умов зростає кількість непередбачених зупинок і небезпека аварійних ситуацій на виробництві. Це вимагає частішого, а бажано постійного моніторингу технічного стану найбільш відповідального обладнання в режимі реального часу: колонної апаратури, трубопроводів високого тиску, теплообмінного обладнання тощо.

Для оцінювання стану обладнання, що працює в середовищі електролітів, доцільно використовувати електрохімічні методи корозійного моніторингу. Нами розроблено два нових методи безперервного корозійного моніторингу [1–5], що ґрунтуються на залежностях характеру потенціалу та зміни струму поляризації від ступеня корозійно-

механічного пошкодження металів. Для широкого використання цих методів необхідно розробити технічні засоби для їх реалізації, які б дозволяли в автоматичному режимі персоналу підприємств оцінювати критичний стан працюючого обладнання.

Основи імпульсного методу корозійного моніторингу. Встановлено [6], що на кривих залежності потенціал (струм поляризації) — час (кількість циклів деформування) при корозійній втомі можна виділити окремі періоди розвитку пошкодження металів: зародження тріщин; підростання багатьох мікротріщин та ріст магістральної тріщини до повного руйнування. Розробка імпульсного методу була зумовлена тим, що в середовищах, де є поверхнево-активні речовини чи іони, не завжди можна виділити період зародження тріщин, а чітко фіксується лише її підростання [2]. За таких умов основним критерієм, за яким можна оцінити ступінь пошкодження металу є стрибкоподібний (імпульсний) характер зміни електрохімічного відгуку на підростання тріщин. Із підвищенням швидкості росту тріщин зростає і кількість цих стрибків, які відповідають за її механічний етап. Тому було запропоновано взяти за основу корозійного моніторингу подібних систем кількість стрибків (імпульсів) потенціалу чи струму поляризації протягом наперед визначеного періоду часу або циклів навантажень, які свідчать про розвиток корозійно-меха-



Рис. 1. Зовнішній вигляд приладу для використання імпульсного методу корозійного моніторингу

нічних пошкоджень в сталях і сплавах. Чим ближче до повного руйнування металу, тим більше буде таких імпульсів, і навпаки, якщо тріщин, що розвиваються, немає, то стрибки потенціалу і струму поляризації відсутні.

При аналоговому вимірюванні відгуку на розвиток пошкоджень, частіше за все, аналізуються їх абсолютні значення, характер і динаміка зміни, й при запропонованому імпульсному підході підраховується кількість відгуків системи за певну кількість циклів зовнішнього навантаження чи певний період часу. За такого підходу значною мірою знижується необхідність попереднього експериментального визначення електрохімічних характеристик деформованого металу в конкретних середовищах, тобто врахування марки сталі, температури, тиску середовища тощо.

Суттєвою відмінністю і перевагою імпульсного методу порівняно з раніше відомими є можливість початку моніторингу на будь-якому етапі експлуатації обладнання. Завдяки тому, що за цим методом визначається стадія руйнування за зростанням густини імпульсів руйнування за певний час, немає необхідності враховувати «історію» його попередньої експлуатації. Задаючи критичне значення густини імпульсів на момент руйнування, можна зупинити експлуатацію обладнання. Це критичне значення густини імпульсів визначається шляхом зіставлення із частотою циклічних механічних напружень на досліджуваному об'єкті. Порівнюючи поточне значення густини імпульсів з критичним, отримуємо можливість прогнозування залишкового ресурсу обладнання в середовищі електролітів [7].

Сучасні технологічні процеси в хімічній та нафтопереробній промисловості передбачають контроль за багатьма параметрами, аналізуючи які оптимі-

зують їх протікання. Це забезпечується системою давачів та відповідною апаратурою. Тому для практичного використання імпульсного методу корозійного моніторингу необхідно розвинути його ідеологію і реалізувати її в технічних засобах, які б можна було би використовувати в промисловості.

Характеристика розробленого приладу для корозійного моніторингу. Розвиваючи імпульсний метод корозійного моніторингу, була розроблена електронна схема приладу для його реалізації, яка передбачала два вхідних канали: по аналоговому записується зміна електрохімічного параметра в процесі накопичення пошкоджень в металі, по другому — кількість електрохімічних імпульсів, що свідчать про розвиток в ньому тріщин. Вона повинна була забезпечувати перетворення інформації в цифрову форму та можливість її виведення на дисплей у вигляді результатів зміни потенціалу та динаміки накопичення імпульсів руйнування в часі.

На основі цієї схеми на НВП «МІКРОТЕРМ» виготовлено прилад, зовнішній вигляд якого показано на рис. 1. Він відповідає таким технічним вимогам: має два канали для вхідного сигналу з опором 10 МОм; діапазони вимірювання вхідного сигналу першого каналу 0–1 В, другого — $-1,2\text{--}+1,2$ В; кількість точок реєстрації по кожному каналу — 192512; межі допускою основної похиби вимірювань змінного миттєвого значення параметра в цифровій формі у відсотках діапазона індикації — $\pm 0,25\%$; обладнаний інтерфейсом PS485 для обміну даними з комп’ютером із швидкістю 38400 бод; передбачена можливість введення цифрових фільтрів для придушення перешкод; передбачена можливість вибору вхідного сигналу, що вважається імпульсом від 1 до 20 мВ/с; період реєстрації миттєвого значення параметра від 0,1 до 60 с; рівень перешкод та її діапазон встановлюється вручну (від 2 до 20 мВ); передбачено перегляд графіка зміни параметра по всій глибині архіву з виведенням дати, часу та миттєвого значення параметра в цифровій формі в кожній точці. Глибина архіву із частотою реєстрації 1 хв становить 100 год; передбачено сигналізацію досягнення параметром, що вимірюється, допускних значень; комутаційна здатність реле ланцюгів сигналізації 250 В/1 А; прилад забезпечує збереження даних при відключенні живлення з можливістю контролю часу вимкненого стану; максимальна комутована потужність 125 В·А змінного струму, 60 Вт постійного струму; іскробезпечне виконання.

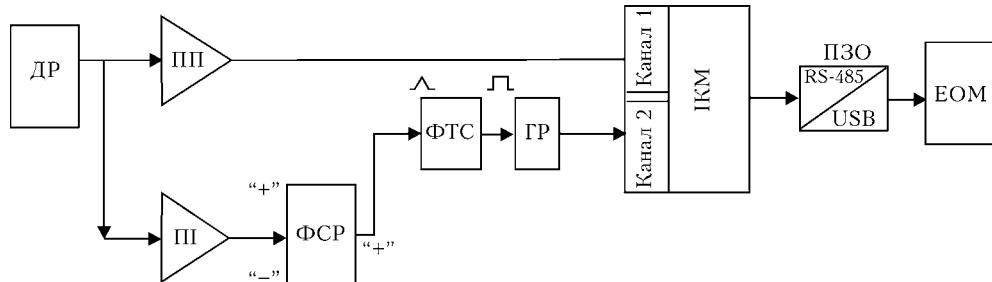


Рис. 2. Структурна схема приладу для реалізації імпульсного методу корозійного моніторингу (позначення в тексті)

Розроблений прилад ІКМ працює згідно зі схемою, що показана на рис. 2. З давача руйнування (ДР) сигнал надходить на один із входів приладу, потім через підсилювач постійного струму (ПП) безпосередньо реєструється в пам'яті електронного реєстратора (ЕР) і для збирання інформації передається через інтерфейс (ПЗО) на персональний комп'ютер (ЕОМ) для аналізу. Сигнал з давача паралельно надходить на посилювач (ПІ) змінного струму (імпульсів руйнування), далі за допомогою формувачів стандартного рівня (ФСР) та тривалості сигналу (ФТС) формується стандартний імпульс, що фіксується в пам'яті ЕР. Гальванічну розв'язку (ГР) передбачено для зниження шумів та перешкод при підрахуванні імпульсів руйнування. Інформація про кількість імпульсів руйнування подається через інтерфейс на ЕОМ для аналізу.

Апробація приладу для корозійного моніторингу в лабораторних умовах. Випробування приладу проводили при досліженні зразків із нержавіючої сталі 08Х17Н15М3Т на корозійну втому в 3 %-му розчині NaCl за деформації чистим згином з обертанням при частоті навантаження 1 Гц [6]. Використовували двоелектродну схему, яка полягала у вимірюванні різниці потенціалів між деформованим і ненавантаженим зразками, виготовлених із однакового матеріалу [2]. Для встановлення чутливості приладу до нарощання пошкоджуваності металу вимірювання проводили паралельно на АЦП ADA-1406, який забезпечував фіксування 1000 точок за секунду, та виготовленого приладу ІКМ (1 точка за секунду), на якому зміна потенціалу 1 мВ/с вважалася імпульсом.

Встановлено, що характер зміни потенціалу на обох приладах практично одинаковий (рис. 3). Ці криві умовно можна розбити на три ділянки, які відповідають окремим періодам руйнування зразка: I – зародження тріщин; II – підростання багатьох мікротріщин; III – ріст магістральної тріщини до повного руйнування [6]. За більш детальному розгляді цих залежностей видно, що на I ділянці (рис. 4, а) аналого-цифровий перетворювач (АЦП) записує хаотичні зміни потенціалу, які можна трактувати, як завади, а на ІКМ фіксується пряма лінія. Тут завади не відчуваються, бо значно більший час вимірювання його значень і критичне значення 1 мВ/с, що вважається імпульсом, не досягається. На II ділянці, крім завад, вже спостерігаються регулярні зміни потенціалу, які за частотою співпадають із частотою навантаження (рис. 5, а, крива 1). Їх можна ототожнити із підростанням мікротріщин [6]. На ІКМ фіксуються стрибки, що є не менше 1 мВ/с (рис. 5, а, крива 1). Отже, прилад буде їх сприймати, як імпульс (2 імпульси за 30 с). При переході до ділянки, що відповідає розвитку основної тріщини, спостерігається аналогічна картина, але імпульсів руйнування буде 7 за 30 с, у деяких значення більше за 1 мВ/с (рис. 5, б).

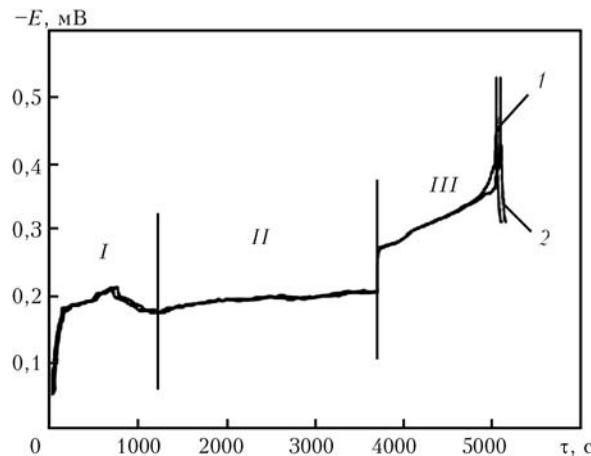


Рис. 3. Різниця потенціалів між навантаженим і ненавантаженим зразками сталі 08Х17Н15М3Т в 3 %-му розчині NaCl за корозійної втому зафікованих АЦП ADA-1406 (1) та ІКМ (2). Периоди пошкодження зразка: I – зародження тріщин; II – підростання багатьох мікротріщин; III – ріст магістральної тріщини

При досліженні трубних зразків діаметром 35 мм з товщиною стінки 2 мм, всередині якої є V-подібний концентратор напружень, зі сталі 08Х18Н10Т на корозійну втому за консольного згину частотою 5 Гц спостерігається аналогічна закономірність зміни потенціалу в процесі руйнування. Підрахунок кількості імпульсів, зафікованих розробленим приладом ІКМ протягом корозійно-втомного руйнування, показав, що після близько 25 тис. циклів деформування (80 хв) починає різко зростати кількість зафікованих імпульсів. Це можна пов'язати із початком інтенсивного підростання тріщини від концентратора напружень, що, чітко проявляється при перерахунку на густину імпульсів протягом 20 хв (рис. 6). Видно, що починаючи із п'ятого інтервалу, густина імпульсів стає майже в 4 рази більше порівняно із попередніми. При наближенні до повного руйнування зразка вона досягає максимальних значень. Взагалі в кожному конкретному випадку необхідно визначати інтервал часу протягом, якого вираховується густина імпульсів руйнування.

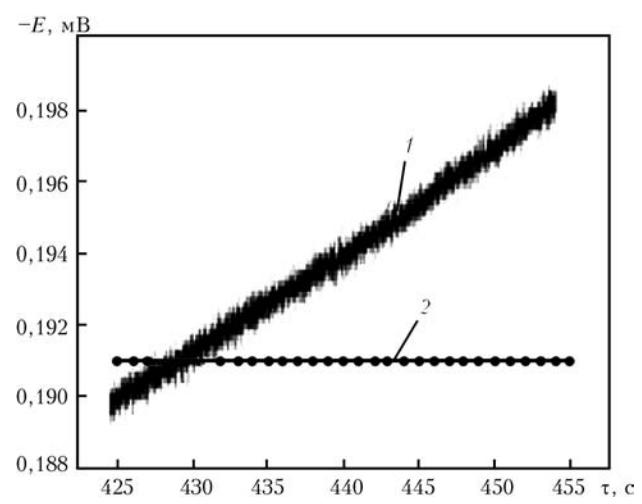


Рис. 4. Фрагмент залежності, представленої на рис. 3, ділянка I

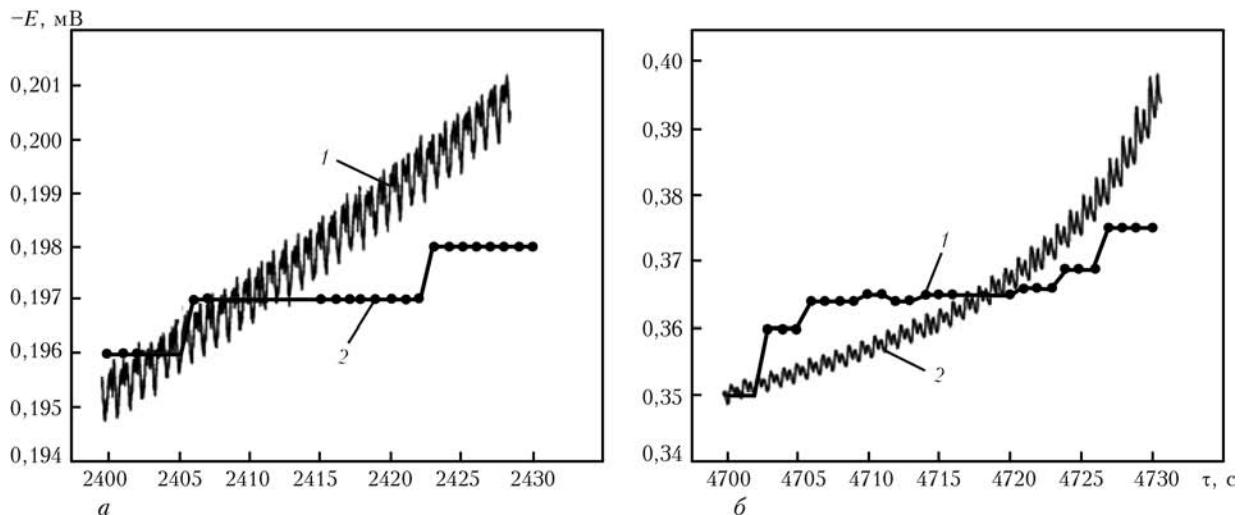


Рис. 5. Фрагмент залежності, представленої на рис. 3: а – ділянка II; б – ділянка III

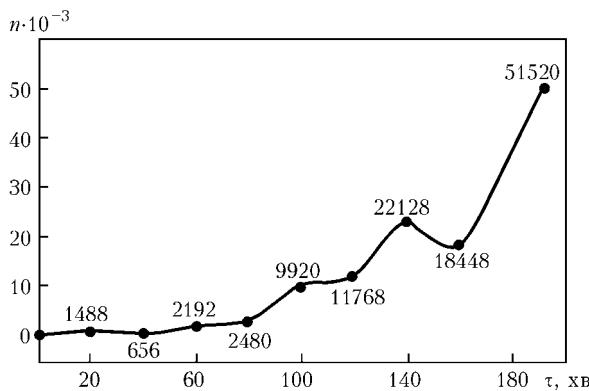


Рис. 6. Залежність густини імпульсів руйнування протягом 20 хв від часу деформування трубного зразка сталі 08X18H10T

Отже, розроблений прилад дозволяє адекватно прослідковувати загальний характер зміни різниці потенціалів між деформованим і ненавантаженим зразками та реагує на швидкість її наростання і формує та підраховує імпульси, що відповідають розвитку руйнування металу. Залежно від об'єкта, що буде підлягати корозійному моніторингу, і характеристики його технологічного режиму вихідні параметри роботи приладу встановлюються вручну. Визначення критичного стану обладнання проводиться за параметром, що вимірюється або за густину імпульсів руйнування, яка повинна бути менша за домінантну частоту його вібрації.

Зараз проходить підготовка до використання розробленого приладу на ПрАТ «Северодонецьке об'єднання Азот» на виробництві карбаміду для корозійного моніторингу трубопроводу колони синтезу.

Подальший розвиток запропонованого імпульсного методу корозійного моніторингу вбачається у уdosконаленні обробки інформації, що одержана за допомогою розробленого приладу ІКМ з використанням сучасних Scada system, наприклад, «Trace Mode». Scada system дозволяє значно розширити можливості моніторингу в реальному часі шляхом оперативного аналізу безпосередньо вимірюваних інформаційних величин і отримання похідних характеристик, що відповідають інтенсивності

корозійних процесів, та прогнозувати залишковий ресурс. Застосування Scada system забезпечує можливість використовувати окремі прилади і пристрої в складі сучасних автоматизованих систем і комплексів, які керують протіканням технологічних процесів з врахуванням реальної ситуації.

Заключення

Розроблено структурну схему та виготовлено дослідний зразок приладу для неперервного корозійного моніторингу обладнання хімічної та нафтопереробної промисловості, який реалізує імпульсний метод визначення критичного стану діючого обладнання. Він побудований на АЦП та мікропроцесорі з оперативним запам'ятовувальним перетворювачем та енергонезалежною пам'яттю, що забезпечує збирання інформації по двох каналах: на аналоговому записується зміна електрохімічного параметра в процесі накопичення пошкоджень в металі, на іншому – кількість електрохімічних імпульсів, що свідчать про розвиток в ньому тріщин. Проведено лабораторну перевірку приладу на циклічно деформованих зразках нержавіючої сталі та показано адекватність відтворення різних періодів її руйнування за характером зміни різниці потенціалів між деформованим і ненапруженним зразками. Встановлено, що в процесі корозійно-втомного руйнування прилад формує стандартні імпульси, кількість яких протягом наперед встановленого відрізу часу відповідає ступеню пошкодження металу. В приладі передбачено встановлення наперед вибраних вихідних режимів роботи: часу фіксування величин, що вимірюються, швидкості їх зміни та значення, що відповідають критичним станам працюючого обладнання. Показано, що залежно від динаміки розвитку пошкоджень інтервал часу, протягом якого вираховується густина імпульсів руйнування необхідно встановлювати для кожного об'єкта окремо. Зараз проходить підготовка до використання розробленого приладу на ПрАТ «Северодонецьке об'єднання Азот» для корозійного моніторингу основного обладнання на виробництві карбаміду.

- Метод оцінки ступеня корозійно-утомного пошкодження обладнання хімічної та нафтохімічної промисловості / В.І. Похмурський, М.С. Хома, О.Г. Архипов, В.А. Борисенко // Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин. — К.: ІЕЗ ім. Є.О. Патона, 2006. — С. 124–128.
- Розробка методу оцінки ступеня пошкодження обладнання нафтохімічної промисловості / М.С. Хома, В.І. Похмурський, О.Г. Архипов, В.А. Борисенко // Там само. — 2009. — С. 149–154.
- Пат. 50572A Україна. Спосіб визначення стадії корозійно-утомного руйнування / В.І. Похмурський, М.С. Хома, А.В. Задужець. — Опубл. 15.10.2002; Бюл. №10.
- Пат. України на корисну модель 38241. Імпульсний спосіб оцінки ступеня корозійно-механічного пошкодження
- обладнання / В.І. Похмурський, М.С. Хома, О.Г. Архипов та ін. — Опубл. 25.12.2008; Бюл. № 24.
- Пат. України на корисну модель 46156. Імпульсно-динамічний спосіб оцінки ступеня корозійно-механічного пошкодження / В.І. Похмурський, М.С. Хома, О.Г. Архипов та ін. — Опубл. 10.12.2009; Бюл. № 23.
- Похмурський В.І., Хома М.С. Корозійна втома металів та сплавів. — Львів: Спілком, 2008. — 301 с.
- Імпульсний метод определения коррозионно-механического повреждения в среде электролитов / В.И. Похмурский, М.С. Хома, О.Г. Архипов, Д.А. Ковалев // Тез. докл. Междунар. конф., посвященной 110-летию со дня рождения чл.-кор. АН СССР Г.В. Акимова. Фундамент. аспекты корроз. материаловед. и защиты металлов от коррозии. — М., 2011. — С. 138.

ПРОЕКТ 3.4

Розроблення методики моніторингу захисту металоконструкцій від атмосферної корозії на об'єктах тривалої експлуатації

УДК 620.193.2

МОНІТОРИНГ АТМОСФЕРНОЇ КОРОЗІЇ МЕТАЛОКОНСТРУКЦІЙ ТРИВАЛОЇ ЕКСПЛУАТАЦІЇ

С.О. ОСАДЧУК¹, інж., Л.І. НИРКОВА¹, канд. хім. наук, А.О. РИБАКОВ¹, канд. техн. наук, С.Л. МЕЛЬНИЧУК¹,
Н.О. ГАПУЛА¹, інженери, І.М. ШПІЛЬСЬКИЙ², директор

(¹Ін-т електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України,

²ЗАО «Системзв'язок»)*

Розроблено електрохімічні давачі для вимірювання швидкості атмосферної корозії металевих конструкцій, в тому числі в тонких плівках. Сформульовані вимоги до вимірювального блоку. Розроблено методику моніторингу і прогнозування захисту металоконструкцій від атмосферної корозії шляхом вимірювання швидкості атмосферної корозії за допомогою багатоелектродних електрохімічних давачів.

Ключові слова: давач для вимірювання швидкості атмосферної корозії, тонка плівка, моніторинг захисту від атмосферної корозії

Багаторічний досвід експлуатації металоконструкцій у атмосферних умовах підтверджив, що специфіка корозії сучасних металоконструкцій вимагає відмови від традиційних способів контролю їх корозійного стану й пошуку нового підходу до вирішення завдання прогнозування їх корозійної стійкості, вироблення комплексу заходів боротьби з корозією, адекватних особливостям і характеру її прояву. В останні десятиріччя світове суспільство переконалося, що корозійна надійність складних металевих конструкцій і нового технологічного обладнання стала визначати екологічну безпеку біосфери. Тому назріла необхідність у створенні спеціальних систем діагностування й моніторингу, які забезпечують діючий науково обґрунтований контроль за перебігом корозійних процесів. Дотепер

методики моніторингу захисту металоконструкцій від атмосферної корозії на об'єктах тривалої експлуатації не розроблялися.

Мета роботи полягала в розробленні методики моніторингу і прогнозування захисту металоконструкцій від атмосферної корозії шляхом вимірювання швидкості атмосферної корозії за допомогою багатоелектродних електрохімічних давачів як складової системи корозійного моніторингу металоконструкцій. З позицій термодинаміки корозійний моніторинг є комплексною системою заходів, спрямованих на зниження імовірності корозійного руйнування металевих конструкцій, що поєднує систему диференційованого контролю корозії з елементами захисту. Оперативне (миттєве) визначення швидкості корозії, забезпечуване давачем, може застосовуватися як спосіб оцінювання стану металоконструкції, цілісності її основних елементів та суттєво скорочує час реагування у неперед-

*Робота починалась під керівництвом зав. лабораторії корозії від. № 28, пров. наук. співр., д-ра техн. наук С.Г. Полякова та присвячена його пам'яті.

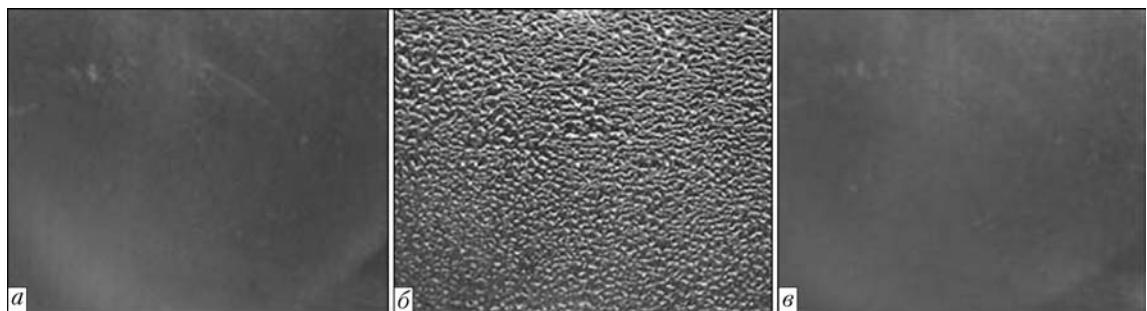


Рис. 1. Зовнішній вигляд поверхні зразка вуглецевої сталі за вологості 100 %: а — за температури 24 °C; б — від 40 до 70 °C; в — за вологості 80 % за температури від 24 до 70 °C

бачуваних випадках порівняно з традиційними методами контролю (зразки-свідки, вишробування на кліматичних станціях протягом 1–2 років).

Розроблення методики моніторингу захисту містило такі етапи: створення електрохімічного давача, здатного реагувати на конденсування вологої та вимірювати миттєву швидкість корозії, легко виготовлюваного та з невисокою вартістю; визначення сукупності чинників, які діють на корозійно-небезпечних ділянках металоконструкцій, дослідження ефективності роботи давача в штучно створених контролюваних атмосферних умовах, формулювання вимог до вимірювального блоку, розроблення схеми проведення моніторингу захисту від атмосферної корозії.

Як відомо, в атмосферних умовах корозія передбігає в тонких плівках вологої (адсорбційних та фазових). На перебіг корозійних процесів впливають температура і вологість оточуючого повітря, зміна циклів зволоження-висихання поверхні, зміна циклів температур, спосіб розташування елементів конструкції тощо. Значення швидкості корозії в замкнутих об'ємах сильно відрізняються залежно від конкретних умов експозиції [1]. Швидкість корозії вуглецевої сталі в тонких плівках вологої зростає зі збільшенням температури вологого повітря внаслідок інтенсифікації конденсації вологої та утворенню крапель неоднорідної товщини. В шарах вологої різної товщини корозія передбігає за різними механізмами: в тонких шарах до 30 мкм — за дифузійним, в шарах товщиною більше 30 мкм — за конвекційним, переважно з кисневою деполяризацією [2, 3]. Треба брати до уваги, що при перебігу корозійного процесу в тонкому шарі електроліту умови виникнення концентраційної поляризації стають більш сприятливими, ніж в об'ємі, що також впливає на властивості продуктів корозії, що утворюються, їх розподіл по поверхні та зчеплення з поверхнею металу [2].

Експериментально було підтверджено, що найбільша швидкість корозії спостерігалась на горизонтальній поверхні, де затримувалась волога. Тому всі дослідження проводили при горизонтальному розташуванні зразків. На зразках, розташованих під кутом, корозійні пошкодження спостерігались в їх нижній частині. На вертикально розташованих зразках, у верхній частині, виявлено пошкодження металу у вигляді невеликих виразок і

пітингів, що може становити загрозу розвитку локальних пошкоджень металевих конструкцій.

В процесі дослідження [4, 5] було визначено, що за температур від 24 до 70 °C в умовах 100 % відносної вологості на поверхні вуглецевої сталі може утворюватися волого плівка товщиною від 0,6 до 45 мкм, за 80 % — від 0,6 до 2,8 мкм (рис. 1).

Було встановлено таку закономірність: вплив вологості повітря на корозію горизонтально розташованих зразків протягом 170 год за кімнатної температури починає проявлятися лише за вологісті 100 % і на поверхні з'являються одиничні точки продуктів корозії, що вказувало на крапельну конденсацію вологої на поверхні зразків та перебіг процесу корозії під дрібнодисперсними краплями. Методом масометрії не вдалося отримати числові значення швидкості корозії, тому вимірювання продовжували за методом поляризаційного опору, який дозволяв визначати миттєву швидкість корозії металу безпосередньо в аналізованому середовищі та в корозійно-небезпечних місцях конструкції. В рамках цього проекту було розроблено новий інструмент методу поляризаційного опору, а саме — багатоелектродні давачі різних конструкцій з копланарним розташуванням електродів [3–6].

Методичний підхід до розроблення чуттєвого елемента — давача швидкості атмосферної корозії в тонких плівках ґрунтувався на визначені оптимальних критичних параметрів коповерхневих електродів. Для цього було зменшено товщину електроізоляючого просліду (до значення, співрозмірного з товщиною вологої плівки, що утворюється на металевій конструкції та/або давачі) та підвищено його переходний електричний опір, зменшено ширину електродів, збільшено їх кількість, запропоновано кріплення електродів на підложці з тепlopровідного матеріалу для відтворення температури металевої конструкції [3–6].

Працездатність роботи давачів перевіряли в контролюваних атмосферних умовах за відносної вологості повітря 80 та 100 % і за температур 24, 40, 50, 70 °C на охолоджуваній та неохолоджуваній поверхні, в щілинах різної висоти. Відзначимо, що різниця між температурою поверхні металевої конструкції (давача) та температурою оточуючого середовища сприяє конденсуванню вологої на металевій поверхні та прискоренню корозій-

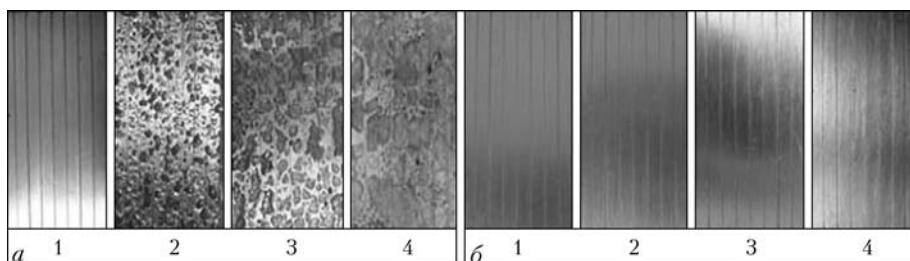


Рис. 2. Зовнішній вигляд поверхні давачів, розташованих на неохолоджуваній поверхні, після вимірювання швидкості корозії за відносною вологості 100 (а) та 80 % (б) за температур: 1 – 24; 2 – 40; 3 – 50; 4 – 70 °C

них процесів, а в щілинах створюються умови для утримання вологої більш тривалий час та перебігу корозійних процесів з підвищеною швидкістю порівняно зі швидкістю корозії на поверхнях, які провітрюються.

За вологості 100 % та температур 24, 40, 50, 70 °C на поверхні зразків утворювався нерівномірний фазовий шар вологи, корозія мала осередковий характер, найбільш інтенсивний – під краплями вологи, як видно з рис. 2, а. При зменшенні вологості оточуючого повітря від 100 до 80 % на поверхні металу утворювалася дуже тонка плівка вологи (рис. 2, б), корозія перебігала рівномірно з низькою швидкістю. Максимальна швидкість корозії при зниженні вологості повітря від 100 до 80 % зменшилась майже на три порядки з 0,44 мм/рік за вологості 100 % (рис. 3, а) до 0,00017 мм/рік за вологості 80 % (рис. 3, б).

На охолоджуваній поверхні за вологості 100 % основні корозійні закономірності були такими самими, як на неохолоджуваній: конденсування вологи, а отже, й прискорення корозії починалося вже за температури 40 °C та вище, як видно з рис. 4, а, але в цьому випадку максимально можливі значення швидкості корозії були нижче на порядок (рис. 5, а). При зменшенні вологості повітря від 100 до 80 % крапельне конденсування вологи на поверхні металу починалося за температури 50 °C (рис. 4, б), в той час, як на неохолоджуваній поверхні крапельної конденсації вологи зовсім не відмічалося (рис. 2, б). Внаслідок конденсації вологи на поверхні спостерігалося підвищення швидкості корозії: максимально можливі значення зросли на порядок – від 0,00017 до 0,0012 мм/рік (рис. 5, б). В щілині за вологості повітря 80 % плівка вологи була менш тонкою ніж у попередньому випадку (рис. 4, б), а крапельна конденсація локальною (рис. 4, в), тому й максимально можливі значення швидкості корозії були

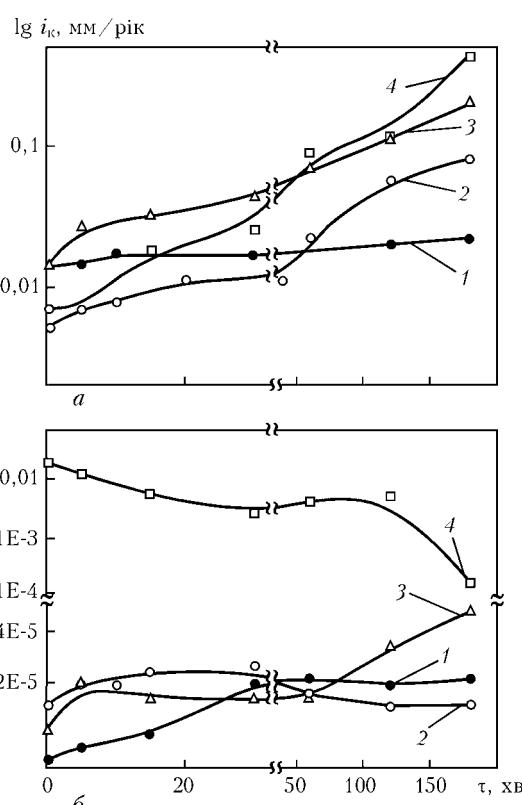


Рис. 3. Швидкість корозії вуглецевої сталі, виміряна за допомогою восьміелектродного давача, розташованого на неохолоджуваній поверхні, за відносній вологості 100 (а) та 80 % (б) за температур: 1 – 24; 2 – 40; 3 – 50; 4 – 70 °C

менше (рис. 5, в), ніж на неохолоджуваній поверхні без щілини.

На основі наведених вище результатів експериментальних досліджень визначені небезпечні ділянки контролю корозійного стану металевої конструкції в замкнутому об'ємі, якими є горизонтальні поверхні з постійною конденсацією вологи, охолоджувані протягом доби поверхні конструкції та щілини, де затримується волога, в місцях по-

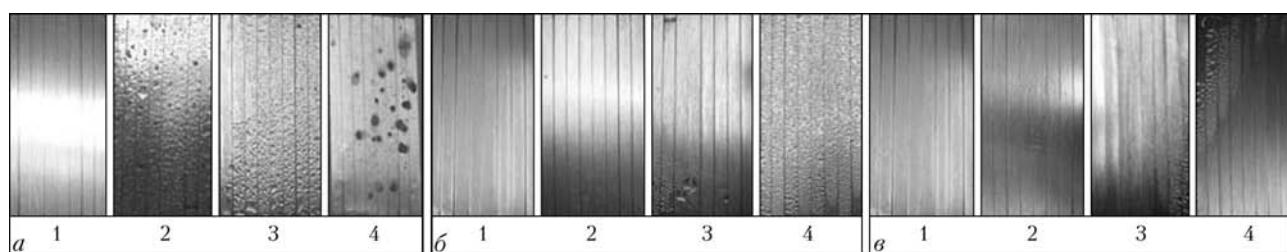


Рис. 4. Зовнішній вигляд поверхні давачів, розташованих на охолоджуваній поверхні, після вимірювання швидкості корозії за відносною вологості 100 (а), 80 % (б), 80 % в щілині 6 мм (в) за температур: 1 – 24; 2 – 40; 3 – 50; 4 – 70 °C

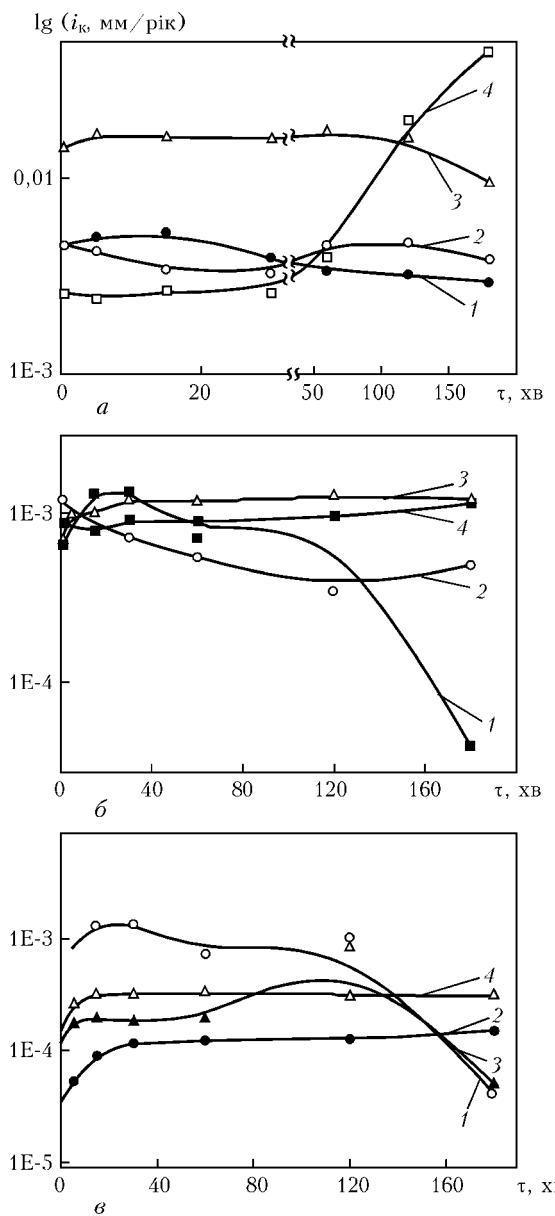


Рис. 5. Швидкість корозії вуглецевої сталі, вимірювана за допомогою восьміелектродного давача, розташованого на охолоджуваній поверхні, за відносній вологості 100 (а), 80 (б) та 80 % в щілині висотою 6 мм (в) за температур: 1 – 24; 2 – 40; 3 – 50; 4 – 70 °C

падання або затримання пилу та періодичної конденсації вологи. Як було продемонстровано вище, розроблений давач швидкості корозії реагує одразу після змінення умов (наприклад, початок конденсації вологи). В розробленому алгоритмі вимірювання швидкості корозії, який закладено в методику моніторингу, передбачено реагування у випадку небезпечної корозійної ситуації, якщо швидкість корозії перевищує значення 0,001 мм/рік. З літератури відомо, що швидкість корозії менше, ніж 0,001 мм/рік, є безпечною навіть при коливанні вологості повітря.

Провідними компаніями на світовому ринку з виробництва давачів-вимірювачів швидкості корозії металів в газоподібних середовищах з застосуванням методу поляризаційного опору та резистивного методу є Pepperl+Fuchs (США), Rohrback

Cosasco Systems(RCS) (США), Cormon (Англія), російські – Московський державний інститут сталі і сплавів (технологічний університет (МИСиС), «Енергомер» та інші. Але мінімальні струми, які здатні вимірювати ці давачі, 4–20 мА.

Розроблений в цьому проекті восьміелектродний давач, на відміну від існуючих на світовому ринку, є працездатним та чутливим не тільки в умовах утворення фазових, видимих неозброєним оком, шарів вологи на поверхні, але й на початковій стадії конденсування вологи, коли утворюється лише адсорбційна плівка вологи, що підтверджено наведеними вище результатами експериментальних досліджень. Значення швидкості корозії в цих умовах змінюються від мінімального $2,08 \cdot 10^{-5}$ до максимального 0,44 мм/рік. Вимірюні струми, що відповідають таким швидкостям корозії, знаходяться в границях від 10^{-9} до 10^{-4} А.

Результати досліджень дозволили сформулювати основні конструктивні та технологічні й технологіко-експлуатаційні характеристики та показники вимірювального блоку:

- схема вимірювання – безпровідна;
- діапазон вимірювання струмів $1 \cdot 10^{-9} \text{--} 4,5 \cdot 10^{-4}$ А;
- діапазон вимірювання швидкості атмосферної корозії $10^{-5} \text{--} 5$ мм/рік;
- напруга поляризації плюс $0,010 \pm 0,001$ В протягом 15 с;
- умови застосування:
температура – 5–40 °C;
відносна вологість повітря – 40–90 %;
похибка вимірювань не більше 10 %.

Схему моніторингу захисту металоконструкцій від атмосферної корозії на об'єктах тривалої експлуатації наведено на рис. 6, відповідно до якої спочатку оцінюють корозійну небезпеку металевої конструкції в умовах експлуатації та виявляють корозійні чинники на основі аналізу проектної, виконавчої та експлуатаційної документацій, потім проводять комплекс робіт за етапами відповідно до схеми. В процесі моніторингу забезпечують встановлення зворотнього зв'язку з експлуатуючою організацією для оперативного коригування технології та способу захисту металевої конструкції. Слід зазначити, що запропонована схема моніторингу захисту від атмосферної корозії на об'єктах тривалої експлуатації визначає лише загальний план робіт та може коригуватися.

На основі експериментальних досліджень розроблено алгоритм вимірювання швидкості атмосферної корозії за допомогою електрохімічних давачів на об'єктах тривалої експлуатації. Послідовне виконання основних операцій алгоритму забезпечує вимірювання в найбільш корозійно небезпечних місцях або протягом добового циклу, передавання значень вимірюного струму та швидкості корозії з вимірювального блоку на блок збору та зберігання інформації, потім на ПК (сервер контролю корозії) за програмою обміну інформацією

з вимірювальним блоком та запису їх в пам'ять ПК згідно з встановленою періодичністю.

В системі моніторингу, за допомогою якої можна контролювати корозійний стан металоконструкції та корозійну активність середовища, одним з перспективних методів, на думку авторів проекту, є метод поляризаційного опору, для якого характерні висока стабільність метрологічних параметрів, низьке енергоспоживання і простота експлуатації.

Розроблений багатоелектродний давач впровадили для контролю корозійної активності середовища на складі хімічних продуктів компанії «Баркор-Ойл», конструкційні елементи якого виготовлені із вуглецевої сталі. Отримано, що корозійна активність середовища відносно вуглецевої сталі, визначена за допомогою давачів, розташованих в корозійно-небезпечних місцях, протягом двох місяців змінювалася від $8,1 \cdot 10^{-4}$ до $1,3 \cdot 10^{-3}$ мм/рік в умовах відносної вологості повітря 50–80 % за температур 13–25 °C. За п'ятибальною шкалою оцінювання корозійної активності середовище є «дуже інертним» щодо вуглецевої сталі (від 0,001 до 0,01 мм/рік).

На основі створення давачів для вимірювання швидкості атмосферної корозії, формулювання вимог до вимірювального блоку, запропонованих схем моніторингу та алгоритму вимірювання швидкості атмосферної корозії за допомогою електрохімічних давачів за різних значень відносної вологості, температури, вмісту SO_2 , NaCl , CO_2 , пилу та у присутності летких інгібіторів розроблено методику моніторингу захисту металоконструкцій від атмосферної корозії на об'єктах тривалої експлуатації (складські та виробничі приміщення для виробництва агресивних речовин, склади кислот, лугів тощо). Перспективним може бути застосування методики та електрохімічних давачів, розміщених під захисним покривом в контейнерах радіоактивних відходів, але за умови випробування давачів згідно з нормативними документами під впливом радіоактивного опромінювання.

Висновки

1. Створено багатоелектродні електрохімічні давачі для вимірювання швидкості атмосферної корозії металевих конструкцій в тонких плівках.

2. Оцінено товщину плівки водогазонепроникності металу за відносної вологості повітря 80 та 100 %, за температур 24, 40, 50 та 70 °C та встановлено, що при зменшенні відносної вологості повітря від 100 до 80 % максимальна товщина водогазонепроникності зменшується на порядок — від 45 мкм за вологістю 100 % до 3 мкм за вологістю 80 %.

3. На основі експериментальних досліджень роботи давачів в штучно створених контролюваних атмосферних умовах за відносної вологості повітря 80 та 100 % за різних температур встановлено, що значення швидкості корозії змінюються від мінімального $2,08 \cdot 10^{-5}$ мм/рік до максимального



Рис. 6. Структурна схема моніторингу захисту від атмосферної корозії на об'єктах тривалої експлуатації

0,44 мм/рік. Вимірюні струми, що відповідають таким швидкостям корозії знаходяться в границях від 10^{-9} до 10^{-4} А.

4. Визначені основні конструктивні та технологічні й техніко-експлуатаційні характеристики та показники вимірювального блоку для моніторингу і прогнозування захисту металоконструкцій від атмосферної корозії.

5. Розроблено методику моніторингу захисту металоконструкцій від атмосферної корозії на об'єктах тривалої експлуатації.

6. Розроблений багатоелектродний давач впроваджено для контролю корозійної активності середовища на складі хімічних продуктів компанії «Баркор-Ойл», конструкційні елементи якого виготовлені із вуглецевої сталі.

1. Коррозия. Справ. изд. / Под. ред. Л.Л. Шрайера: пер. с англ. — М.: Металлургия, 1982. — 632 с.
2. Розенфельд И.Л. Атмосферная коррозия металлов. — М.: Изд-во Академии наук, 1960. — 372 с.
3. Чвірук В.П., Поляков С.Г., Герасименко Ю.С. Електрохімічний моніторинг техногенних середовищ. — Київ: Академперіодика, 2007. — 332 с.
4. Разработка датчика для определения скорости коррозии сварных металлоконструкций в атмосферных условиях / С.А. Осадчук, Л.И. Ныркова, С.Г. Поляков и др. // Автомат. сварка. — 2011. — № 7. — С. 50–53.
5. Визначення швидкості атмосферної корозії металевих конструкцій методом поляризаційного опору / Л.І. Ниркова, С.Г. Поляков, С.О. Осадчук и др. // Фіз.-хім. механіка матеріалів. — 2011. — № 5. — С. 593–598.
6. Пат. на корисну модель № 62693, Україна. Давач для вимірювання швидкості атмосферної корозії металевих конструкцій. — Заявл. 11.02.2011 р.; Опубл. 12.09.2011 р. Бюл. № 17.

ПРОЕКТ 3.5

Розробка поліуретанового ґрунту з високою адгезією для захисту ділянок зварних з'єднань магістральних трубопроводів у трасових умовах

УДК 621.193:678.84

ІНГІБОВАНІ ПОЛІУРЕТАНОВІ ПОКРИТТЯ ДЛЯ ЗВАРНИХ ДІЛЯНОК МАГІСТРАЛЬНИХ ТРУБОПРОВОДІВ

Чл.-кор. НАН України **В.І. ПОХМУРСЬКИЙ, І.М. ЗІНЬ, д-р техн. наук, Л.М. БІЛИЙ**, канд. техн. наук
(Фізико-механічний ін-т ім. Г.В. Карпенка НАН України)

Встановлено синергічний ефект інгібування корозії трубопровідної сталі сумішшю модифікованого цинку фосфату та дрібнодисперсного мармуру в slabokислому робочому середовищі. Під дією витяжки цієї інгібувальної композиції опір переносу заряду сталі зростає в 5-10 разів за рахунок сповільнення анодної та катодної реакцій електрохімічної корозії металу. Наповнення вказаним композицією суттєво підвищує адгезію та захисні властивості поліуретанового покриття. За результатами проведених досліджень розроблено новий антикорозійний ґрунт на поліуретановій основі для захисту зварних стиків і металоконструкцій магістральних газопроводів.

Ключові слова: поліуретановий ґрунт, мармур, інгібувальні пігменти, імпедансна спектроскопія, підплікова корозія, захисні покриття, синергізм, трубопроводи

До проблемних ділянок магістральних трубопроводів, які визначають їх експлуатаційний ресурс, відносяться зварні стики труб, де часто виявляють місцеву корозію та корозійне розтріскування металу (рис. 1) внаслідок електрохімічної гетерогенності поверхні. Протикорозійні покриття зварних стиків повинні мати високі захисні властивості та здатність ефективно працювати в умовах катодного захисту.

Найпоширенішим способом захисту магістральних трубопроводів є лакофарбові, полімерні, бітумні покриття. Переход на заводську ізоляцію високоефективними поліуретановими покриттями сприяв значному підвищенню якості протикорозійного захисту нафто- та газопроводів. Однак для захисту зварних стиків трубопроводів використо-

вують двокомпонентні поліуретанові матеріали польового нанесення, які за своєю корозійною тривкістю поступаються покриттям, одержаним у заводських умовах. У зв'язку з цим розробка модифікованих поліуретанових покриттів з підвищеними протикорозійними властивостями має значний практичний інтерес.

Одним із шляхів вирішення цієї проблеми може бути застосування для захисту трубопроводу інгібованого поліуретанового ґрунту з високою адгезією та здатністю протистояти розвитку підплікової корозії. У ґрунтуючі композиції для покриттів на металах додають інгібувальні пігменти, які сповільнюють катодну чи анодну реакції електрохімічної корозії або обидві одночасно [2-4]. Такі пігменти повільно розчиняються в місцях дефектів покриття з виділенням протикорозійних іонів у розчин з подальшим формуванням адсорбційної неорганічної плівки на металі або створюють умови для локального пасивування кородуючої поверхні [5].

Серед переваг інгібувальних пігментів на основі фосфатів, окрім екологічної безпечності та хорошої сумісності з поліуретановими та іншими лакофарбовими матеріалами, слід відзначити їх невисоку вартість. Після проникнення середовища крізь дефекти поліуретанового покриття до металевої основи фосфатний інгібувальний пігмент повільно гідролізується і, взаємодіючи з іонами металу в корозійному розчині, зумовлює утворення на анодних ділянках металу стійких фосфатних плівок, а на катодних — осадження малорозчинних гідроксидів. Однак інгібувальна ефективність фосфатних пігментів інколи буває недостатньою для захисту сталевого трубопроводу від підплікової корозії. Тому доцільно було розглянути

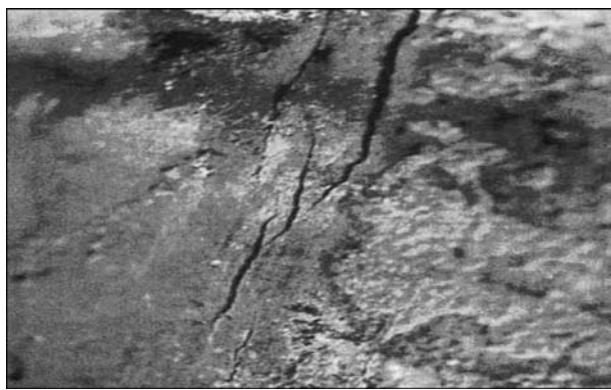


Рис. 1. Стрес-корозійне руйнування труби магістрального газопроводу поблизу зварного стику [1]

можливість підсилення захисної дії фосфатного пігменту шляхом поєднання його в ґрунтувальній композиції з іншим активним протикорозійним компонентом.

Мета роботи полягала в розробленні інгібованого поліуретанового ґрунту, модифікованого сумішшю фосфатного пігменту та порошку мармуру з відходів каменеобрібного виробництва.

Матеріали та методи дослідження. Як свідчить аналіз літературних і патентних джерел, перспективним інгібувальним пігментом для поліуретанового покриття на сталі 09Г2С може бути цинку фосфат, модифікований 1 мас. % цинку молібдату, який надходить під торговою маркою Actirox 106 і має кращу протикорозійну дію, ніж традиційний. На підставі даних роботи [6] ефективним є поєднання в одному ґрунті фосфатного пігменту та кальциту, які синергічно взаємодіють між собою. Тому за наповнювач-сінергіст використовували відходи переробки мармуру з Новоселицького родовища на Закарпатті, які подрібнювали на планетарному кульовому млині РМ-100 німецької фірми «Retsch» до стану порошка з розмірами крупинок 5–10 мкм. Мікрорентгеноспектральні дослідження показали, що рекомендований наповнювач на 95 мас. % складається з кальциту (мінерал CaCO_3).

Інгібовані покриття одержували на основі поліуретанового лаку, який складався з акрилополіуретанової основи, аліфатичного ізоціонату та розчинника 1048. Підкладкою для нанесення покриттів слугували пластини сталі 09Г2С ($50 \times 150 \times 2$ мм), які очищували піскоструменевим способом, знежириювали розчинником і фарбували пневматичним розпилювачем. Покриття наносили в два шари. Перший ґрунтувальний шар містив 6 об. % цинку фосфату, порошку мармуру або їх суміші у різних співвідношеннях. Наповнені цинку фосфатом і порошком мармуру ґрунтувальні поліуретанові композиції перетирали в кульовому млині впродовж 24 год. Товщину шару ґрунту на зразках витримували в межах 50–70 мкм. Після підсихання ґрунту до відлипання I стадії за ДСТУ 4219:2003 на нього наносили шар поліуретанового лаку товщиною 50–70 мкм.

Ізоляційні властивості бездефектних покриттів досліджували методом, що базується на зміні ємності та опору захисного полімерного покриття на металі під час його витримування в корозійному середовищі. Вимірювали за кімнатної температури на приладі Р-5083 при частотах змінного струму 0,1; 0,2; 1 і 10 кГц, використовуючи платиновий протиелектрод. Досліджували суцільні покриття та покриття з дефектами – наскрізні отвори діаметром 1 мм. Площа робочої поверхні зразків становила 7 см^2 . Корозійним середовищем слугував слабокислий розчин з pH приблизно 4,5 (3,18 мг/л сульфатної кислоти + 4,62 мг/л амонію сульфату + 3,20 мг/л натрію сульфату + 1,58 мг/л азотної кислоти + 2,13 мг/л натрію

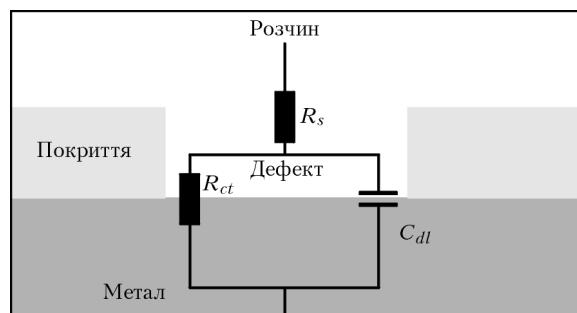


Рис. 2. Еквівалентне електричне коло, яке моделює корозію сталі 09Г2С з пошкодженими поліуретановими покриттями; R_s – опір електроліту; R_{ct} – опір переносу заряду металу; C_{dl} – ємність подвійного електричного шару на металі в місці дефекту

нітрату + 8,48 мг/л натрію хлориду), який імітує дощові опади в промислових районах України.

Захисні властивості інгібованих поліуретанових покриттів на сталі 09Г2С вивчали методом електрохімічної імпедансної спектроскопії [7, 8], який дозволяє отримувати зміни параметрів імпедансу системи метал–покриття в широкому діапазоні частот змінного струму; проводити комп’ютерний аналіз імпедансних спектрів і моделювати корозійно-електрохімічну систему метал–покриття–електроліт. Вимірювання здійснювали з використанням триелектродної комірки, приkleеної до зразка з покриттям, яка складалася з каломельного електрода порівняння, платинового допоміжного електрода та робочого електрода (досліджуваного зразка). Імпедансні вимірювання виконували при потенціалі відкритого кола з використанням потенціостату – аналізатора частотного відклику Gill AC. Робоча площа зразків становила 2 см^2 . В покриттях попередньо робили наскрізні дефекти діаметром 1 мм для виявлення інгібувального ефекту від введених інгібіторів. Для моделювання імпедансних спектрів сталі 09Г2С з поліуретановими покриттями використовували еквівалентне електричне коло (рис. 2). Отримані імпедансні спектри опрацьовували за допомогою програми ZView 2.

Результати дослідження та їх обговорення. Незахищена сталь 09Г2С у слабокислому середовищі швидко кородує. При цьому на її поверхні виявлені утворення несуцільної плівки продуктів корозії, яка має недостатню адгезію до металу та слабкі бар'єрні властивості. Для ефективного протикорозійного захисту сталі 09Г2С доцільно використовувати інгібувальні пігменти за спільнотою синергічної дії з іншими мінеральними наповнювачами, зокрема дрібнодисперсного порошку мармуру.

Значення потенціалу корозії зразків сталі 09Г2С у слабокислому середовищі з витяжками модифікованого цинку фосфату та порошку мармуру вищі (-550 – -650 мВ) від характерних для неї в нейнгібованому розчині, що свідчить про перевагу анодного контролю корозії металу. При співвідношенні 2:1 вказана композиція найбільше зі всіх середовищ зсуває потенціал сталі 09Г2С у бік позитивних значень, що дозволяє зробити при-

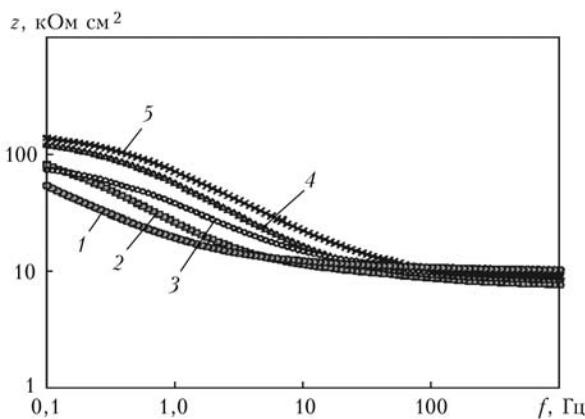


Рис. 3. Спектральні імпедансні діаграми Боде для сталі 09Г2С з пошкодженими поліуретановими покриттями після 48 год витримування в слабокислому середовищі; покриття неінгібоване (1) з добавленням 6 об. % порошку мармуру (2); цинку фосфату (3); суміші порошку мармуру + цинку фосфату 4 + 2 (4) та 3 + 3 (5)

пущення про сильніше пасивування поверхні металу у вказаному середовищі.

Для оцінки механізму та ефективності інгібування корозії сталі 09Г2С у витяжках цинку фосфату, порошку мармуру та їх сумішій проведено потенціодинамічні поляризаційні дослідження. Форма вольт-амперних залежностей для зразків сталі 09Г2С в інгібованих розчинах вказує на змішаний контроль корозії сталі у всіх розчинах, який зростає з підвищенням вмісту порошку мармуру. У розчинах, інгібованих модифікованим фосфатом і порошком мармуру, анодні та катодні струми є суттєво меншими, ніж у інгібованих одинарними сполуками. Слід відзначити, що корозія сталі 09Г2С у неінгібованому слабокислому середовищі майже на порядок більша. Також взяті окремо цинку фосфат і порошок мармуру не забезпечують такого ефективного сповільнення корозії сталі, як суміш цих двох компонентів. Вказаний синергічний ефект може бути викликаний підсиленням протикорозійного ефекту цинку фосфату внаслідок підлужнення корозійного середовища у витяжці кальциту. Зростання pH корозивного розчину полегшує пасивацію сталі та дозволяє дося-

гати аналогічної ефективності захисної дії за меншої кількості фосфатного інгібітора.

Встановлено, що опір електроліту (при частоті струму 1000 Гц) у корозійних комірках з неінгібованим та інгібованими покриттями різниеться несуттєво (рис. 3). Однак він дещо нижчий при контакті корозійного розчину з інгібованими поліуретановими покриттями, що свідчить про перехід у середовище незначної кількості іонів, які входять до складу цинку фосфату та мармуру. Із зменшенням частоти f прикладеного струму модуль імпедансу захищених зразків зростає, причому наїменше для неінгібованого покриття.

Наступними за рівнем модуля імпедансу є зразки покриттів з 6 об. % цинку фосфату та 6 об. % порошку мармуру. Найвищі значення імпедансу зафіксовані для сталі з покриттям, що містить 6 об. % суміші цинку фосфату та порошку мармуру за співвідношення 1:1. У цьому випадку модуль імпедансу зразків покриття в 3–5 разів перевищує значення $|Z|$, одержане для фосфатвмісного покриття. Враховуючи, що за більшої протикорозійної ефективності покриття з сумішшю інгібіторів вміст $Zn_3(PO_4)_2$ у ньому складає лише 50 % звичайного вмісту цього пігмента, можна зробити висновок про синергізм взаємодії пари цинк фосфат–порошок мармуру.

Показано, що впродовж випробувань опір R_{ot} переносу заряду немодифікованого поліуретанового покриття є найнижчим ($50\text{--}80 \text{ к}\Omega\cdot\text{cm}^2$). Додавання в покриття порошку мармуру та цинку фосфату істотно його збільшує (рис. 4). Найбільше він зростає для покриття з 6 об. % суміші цинку фосфату та порошку мармуру при співвідношенні 1:1.

Ємність подвійного шару сталевих зразків з пошкодженими поліуретановими покриттями, які не містять інгібованих добавок, є найвищою і впродовж 24 год витримування у слабокислому середовищі вона зростає від $9,0\cdot10^4$ до $3,0\cdot10^5 \text{ п}\Phi/\text{cm}^2$. Це свідчить про розширення площин підплівкової корозії сталі. Пізніше ця ємність дещо зменшується внаслідок утворення в околі дефекту скupчення залиша гідроксиду та блокування ними електрохімічно активної поверхні металу. Додавання до складу покриття 6 об. % інгібувальних пігментів зменшує ємність C_{dl} зразків з покриттями в 3–6 разів. Найбільший вплив на її зменшення має застосування в покритті композиції цинкфосфатного пігменту та дрібнодисперсного мармуру. У цьому випадку ємність подвійного шару знаходиться на рівні $5,0\cdot10^4\text{--}8,0\cdot10^4 \text{ п}\Phi/\text{cm}^2$ і в процесі випробувань практично не міняється.

Вказана поведінка ємності C_{dl} свідчить про певну пасивацію поверхні металу в околі наскрізного дефекту. Таким чином, наповнення поліуретанового покриття композицією цинку фосфату з порошком мармуру є перспективним з погляду підвищення його захисних властивостей і зменшення схильності сталевого субстрату до підплівкової корозії.

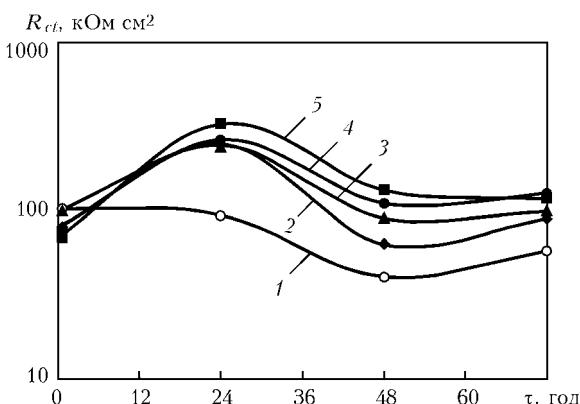


Рис. 4. Часові залежності опору переносу заряду сталі 09Г2С з пошкодженими поліуретановими покриттями в слабокислому середовищі; покриття неінгібоване (1) з добавленням 6 об. % порошку мармуру (2); цинку фосфату (3); суміші порошку мармуру + цинку фосфату 4 + 2 (4) та 3 + 3 (5)

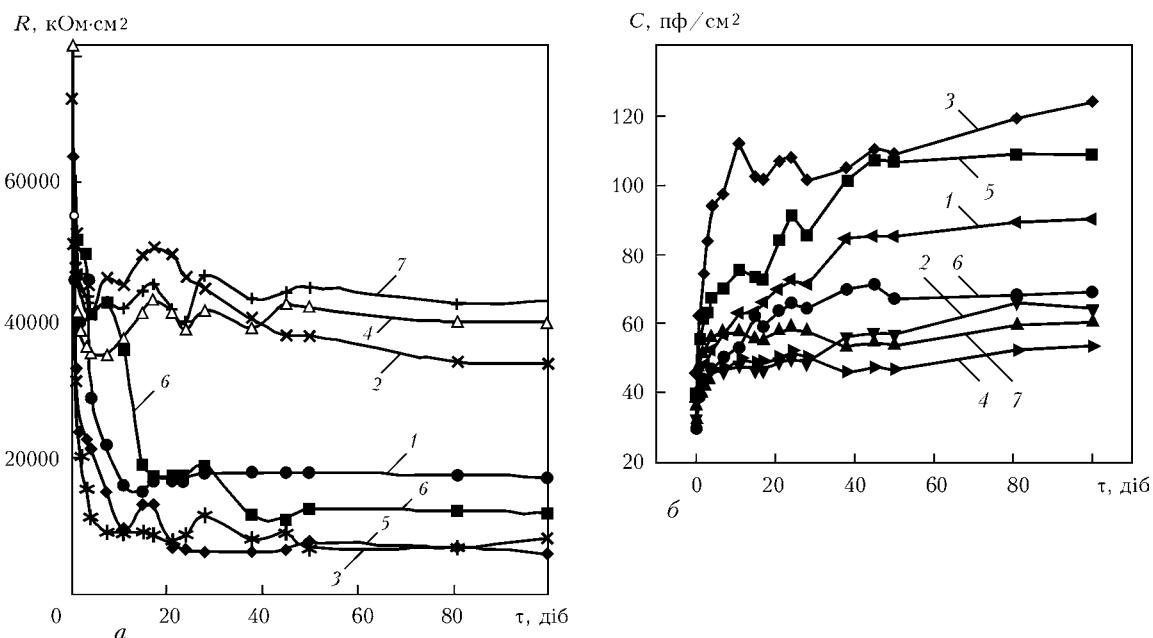


Рис. 5. Зміна опору (а) та ємності (б) при змінному струмові (1 кГц) зразків сталі 09Г2С з поліуретановими покріттями під час витримування в середовищі покриву неінгібованого (1) з додаванням 6 об. % порошку мармуру (2); цинку фосфату (3); суміші порошку мармуру + цинку фосфату 4 + 2 (4); 3 + 3 (5); 2 + 4 (6) та 3,6 + 2,4 (7)

Кінетичні залежності зміни опору від часу (частота 1 кГц) непошкоджених інгібованих покріттів (рис. 5, а) свідчать про стабільність їх бар'єрних характеристик під час випробувань у слабокислому середовищі впродовж 100 діб. Практично всі розроблені покріття мають приблизно сумірні захисні властивості, а їх опір у слабокислому дощі R знаходиться на рівні 10–40 МОм·см². Найкращі параметри імпедансу зафіксовані для покріттів, інгібованих оптимальною сумішшю цинку фосфату та порошку мармуру (рис. 5, крива 7). Встановлено, що введення цинкфосфатного пігменту дещо зменшує активний електричний опір поліуретанового покріття на сталі порівняно з неінгібованим покріттям. Значення опору в цьому випадку знаходяться на рівні 10 МОм·см². Додавання 6 об. % порошку мармуру підвищує опір поліуретанового покріття приблизно до 35 МОм·см², імовірно, внаслідок меншої розчинності мармурового наповнювача.

Незважаючи на відмінності в абсолютному рівні опору ця характеристика є стабільною впродовж випробувань для всіх варіантів покріттів, що свідчить про відсутність підплівкової корозії субстрату. Різниця у значеннях опору покріттів може бути зумовлена відмінністю в показниках питомих діелектрических характеристик їх мінеральних складових.

Часові залежності ємності поліуретанових покріттів за частоти 1 кГц обернено пропорційно корелюють з залежностями їх активного опору (рис. 5, б). При цьому ємність покріттів, модифікованих цинком фосфатом, дещо перевищує значення 110 пФ/см², а ємність покріття, наповненого лише порошком мармуру, знаходиться на рівні 50 пФ/см². Значення ємності покріттів неінгібованого та з сумішшю фосфат/мармур займають

проміжні положення (приблизно на рівні 60–80 пФ/см²).

У перші 10 діб ємність зразків з інгібованими ґрунтами зростає. Такий швидкий ріст спричинений проникненням компонентів середовища в мікропори полімерного покріття. Далі впродовж випробувань ємність поліуретанових покріттів стабілізується та знаходиться в допустимих межах з погляду збереження захисних властивостей (рис. 6). Вона не перевищує значення у 1000 пФ/см², яке пропонується в роботі [2] за граничний критерій для оцінки захисних властивостей лакофарбових покріттів. Найнижчі її значення мають покріття з оптимальним варіантом суміші цинку фосфату та порошку мармуру.

Водночас у літературі використовують за критерій оцінки захисних властивостей полімерних покріттів частотну зміну опору та ємності досліджуваних зразків. У відповідності з цим критерієм для покріттів, які мають високі захисні властивості, характерна незначна зміна ємності зі зміною частоти, тоді як опір обернено пропорційний до зміни частоти. При погіршенні захисних властивостей зафіксовано суттєву зміну ємності з частотою змінного струму та незалежність опору від частоти. Частотні та кінетичні залежності цих параметрів імпедансу захищеного металу визначаються інтенсивністю дифузії в полімерний шар корозійноактивних іонів і молекул води, вимиванням розчинних компонентів та підплівковою корозією [9].

Встановлено чітко виражену обернено пропорційну залежність опору покріття, інгібованого порошком мармуру та цинку фосфатом, від частоти, що підтверджує їх високі протикорозійні характеристики. Пористість покріттів незначна, середовище практично не проникає до поверхні сталі

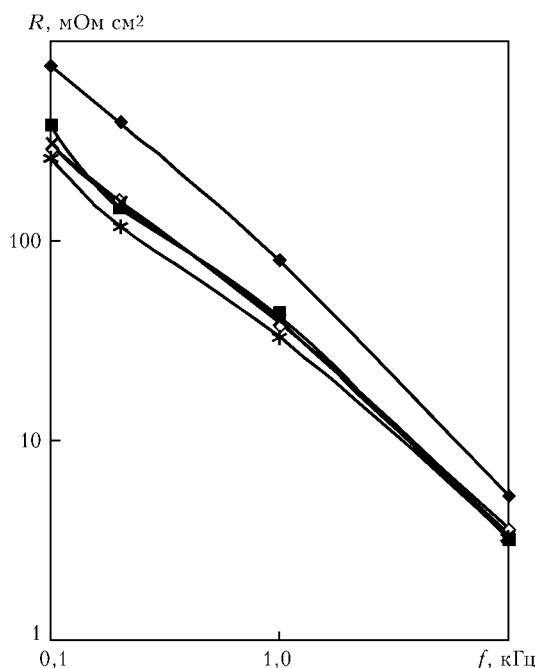


Рис. 6. Частотні залежності опору змінному струмові покріття з сумішшю цинку фосфату та мармуру на початку (◆) і після 7 (■); 24 (Δ); 45 (×) і 100 (*) діб витримування в слабокислому середовищі

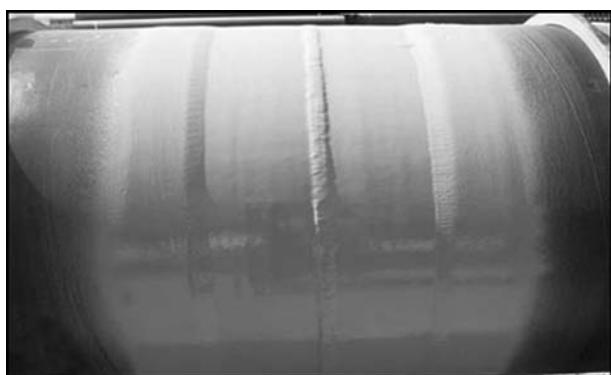


Рис. 7. Загальний вигляд ділянки зварного стику труби магістрального газопроводу, захищеної інгібованою поліуретановою композицією

09Г2С та менше поглинає його, через що покріття мають кращі захисні властивості (рис. 6).

Завдяки випробуванням поліуретанових покріттів на нормальний відрив встановлено, що після 60 діб витримування в середовищі слабокислого дощу їх адгезія знижується в допустимих межах, не досягаючи критичних значень. Поліуретанове покріття, що містить суміш цинку фосфату з порошком мармуру, має найвищі значення водостійкості адгезії як у непошкодженному стані, так і з наскрізним дефектом.

Дослідно-промислова перевірка в УМГ «Львівтрансгаз» підтвердила, що розроблений ґрунт має

високі значення адгезійної міцності та протикорозійні властивості і може використовуватися для захисту зварних стиків магістральних трубопроводів (рис. 7).

Висновки

1. Виявлено, що витяжка інгібувальної композиції на основі цинку фосфату та дрібнодисперсного мармуру зменшує корозійне розчинення сталі 09Г2С внаслідок зменшення швидкостей катодної та анодної реакцій.

2. Методом електрохімічної імпедансної спектроскопії встановлено, що за наявності інгібованої композиції на основі цинку фосфату та порошку мармуру зафіковано суттєве гальмування корозії на сталі 09Г2С в околі наскрізного дефекту поліуретанового покриття, що проявляється в збільшенні опору переносу заряду та зменшенні ємності подвійного шару.

3. Показано, що поєднання комплексного пігменту цинку фосфату та кальциту у вигляді дрібнодисперсного порошку мармуру в складі поліуретанового ґрунту суттєво підсилює його захисні властивості завдяки ефекту синергізму.

4. Наповнення поліуретанового ґрунту вказаною сумішшю є перспективним з погляду зменшення підплівкової корозії та забезпечення стабільності його адгезії на ділянках зварних стиків металоконструкцій магістральних газопроводів.

1. Мазур И.И., Иванцов О.М. Безопасность трубопроводных систем. — М.: Недра, 2005. — 1102 с.
2. Розенфельд И.Л., Рубинштейн Ф.И. Защита металлов от коррозии лакокрасочными покрытиями. — М.: Химия, 1987. — 224 с.
3. Пат. 42045 UA, МПК C09D 175/00, C08L 75/00. Полиуретановая грунтувальная композиция / В.И. Похмурский, И.М. Зинь, И.П. Гнип, Н.М. Ласковенко та ін. — Опубл. 25.06.2009; Бюл. № 12.
4. Пат. 21292 UA, МПК C08L 63/00, C09D 163/00. Грунтувальная композиция / В.И. Похмурский, И.М. Зинь, Л.М. Білій та ін. — Опубл. 15.03.2007; Бюл. № 3
5. Ингібовані покріття на поліуретановій основі для проблемних ділянок магістральних газопроводів / В.І. Похмурський, І.М. Зінь, Л.М. Білій та ін. // Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин: Зб. наук. статей. — Київ, 2009. — С. 144–148.
6. Kalendova A. Comparison of the efficiencies of anticorrosive pigments based on phosphate // Pigment&Resin Technology. — 2002. — 31, № 6. — P. 381–388.
7. Walter G.W. A review of impedance plot methods used for corrosion performance analysis of painted metals // Corrosion Science. — 1986. — 26, № 9. — P. 681–703.
8. Taylor S.R. Assessing the moisture barrier properties of polymeric coatings using electrical and electrochemical methods // IEEE Transactions on Electrical Insulation. — 1989. — 24, № 5. — P. 787–806.
9. Розенфельд И.Л., Рубинштейн Ф.И. Антикоррозионные грунтовки и ингибитированные лакокрасочные покрытия. — М.: Химия, 1980. — 200 с.

ПРОЕКТ 3.6

Розроблення методу діагностування експлуатаційної деградації конструкційних сталей тривалої експлуатації за їх схильністю до водневого мікророзтріскування

УДК 539.3:620.17:620.194

ДІАГНОСТУВАННЯ ЕКСПЛУАТАЦІЙНОЇ ДЕГРАДАЦІЇ КОНСТРУКЦІЙНИХ СТАЛЕЙ ТРИВАЛОЇ ЕКСПЛУАТАЦІЇ ЗА ЇХ СХИЛЬНІСТЮ ДО ВОДНЕВОГО МІКРОЗТРІСКУВАННЯ

О.Т. ЦИРУЛЬНИК¹, канд. техн. наук, І.О. РЕЩЕНКО², інж.

(¹Фізико-механічний ін-т ім. Г.В. Карпенка НАН України,

²ТОВ «РЕМТЕХМОРПОРТ»)

Досліджено вплив тривалої експлуатації на ударну в'язкість та опір водневому розтріскуванню ψ^H сталей магістральних газопроводів та портових кранів типу «Сокіл». З використанням методу акустичної емісії встановлено, що експлуатація суттєво знижує критичний струм електролітичного наводнювання i^{kp} , який викликає поверхневе мікророзтріскування досліджуваних сталей, тому i^{kp} може слугувати показником їх експлуатаційної деградації. Спільне використання методів електролітичного наводнювання та акустичної емісії дає можливість оцінювати експлуатаційну деградацію сталей з огляду неруйнівної діагностики технічного стану відповідальних конструкцій.

Ключові слова: експлуатаційна деградація, діагностика стану металу, водневе мікророзтріскування, акустична емісія

Оцінювання деградації механічних властивостей відповідальних металевих конструкцій тривалої експлуатації є не тільки важливим аспектом сучасного матеріалознавства, але і актуальним завданням діагностування їх технічного стану і розрахунку залишкового ресурсу. Встановлено, що впродовж тривалої, десятками років, експлуатації конструкційних сплавів в них розвиваються процеси деформаційного старіння і пошкодженості, які на самперед сильно понижують опір матеріалів крихкому руйнуванню, в тому числі і тих конструкцій, що експлуатуються за кліматичних температур: магістральних газо- та нафтопроводів, мостів, колії залізниці, літаків і т.п. [1–6]. Тому найчутливішими показниками ступеня деградації сталей виявилися характеристики опору крихкому руйнуванню: ударна в'язкість і тріщиностійкість. Останнім часом показано, що експлуатаційна деградація стосується також і значної частини вантажних морських портових вантажно-розвантажувальних конструкцій, які вже вичерпали свій запланований ресурс безпечної експлуатації [7, 8]. Тому особливо актуально за експертизи їх технічного стану враховувати не тільки наявність експлуатаційних дефектів типу корозійних виразок чи механічних тріщин, але й оцінювати стан сталей з огляду можливої деградації їх механічних чи інших власти-

востей, що визначають роботоздатність цих конструкцій.

Однак також показано, що тридцяти-сорока-річна експлуатація магістральних газо- і нафтопроводів та великоємних резервуарів зберігання нафти ще в більшій мірі негативно впливає на їх корозійно-механічні властивості — схильність до корозійного і водневого розтріскування [3, 5]. Звідси характеристики водневого розтріскування, в тому числі опір поверхневому мікророзтріскуванню, викликаному наводнюванням, також можуть слугувати показниками ступеня деградації експлуатаційної сталі. Один із найчутливіших методів діагностування мікророзтріскування металів, в тому числі і водневого, вважають метод акустичної емісії (AE) [9, 10], який дозволяє зафіксувати елементарні акти підростання тріщини щонайменшого розміру і успішно застосовується при дослідженні кінетики росту тріщин за статичного та циклічного навантаження. Тобто метод AE є перспективним для використання з метою діагностування не тільки інтенсивності мікророзтріскування, а його зародження за електролітичного наводнювання.

Мета роботи — розроблення методики неруйнівного контролю експлуатаційної деградації конструкційних сталей тривалої експлуатації за їх схильністю до водневого мікророзтріскування.

Об'єкт та методики досліджень. Об'єкт досліджень — сталі 17ГС труб магістральних газопроводів у вихідному стані (труби у стані поставки) та після 30 і 40 років експлуатації, а також



Рис. 1. Портові крани в морському порту м. Одеси

сталль St 38b-2 портових кранів типу «Сокіл», експлуатованих 38 (C1) і 45 (C2) років (рис. 1).

Для оцінювання опору сталей мікророзтріскуванню, викликаного воднем, сталльні зразки електролітично наводниювали у розчині H_2SO_4 з $pH = 0$ з додаванням 2 г/л тіосечовини впродовж 6 год і визначали критичний струм i^{kp} — як мінімальний струм наводнювання, який викликає за вибраного часу експозиції появу сигналів АЕ від розвитку поверхневих мікротріщин. Для реєстрації сигналів АЕ була використана комп’ютеризована система фірми «Vallen» з двома паралельними приймачами акустичних сигналів, один з яких працював у діапазоні частот до 300, а другий — до 600 кГц.

Схильність до водневого розтріскування оцінювали за зміною середовищем відносного звуження ψ циліндричних зразків після повільного навантаженням розтягом (10^{-7} – 10^{-6} с⁻¹) у 3%-му розчині $NaCl$, що імітував морську воду. В процесі навантаження зразок катодно поляризували за густини струму 0,1 мА/см².

Результати та їх обговорення. Тривала експлуатація портових кранів практично мало впливає на усереднені значення стандартних механічних характеристик сталей високо навантажених вузлів, порівняно із результатами їх випробування вихідному стані (рис. 2). На рис. 2 максимальна

відносна зміна λ механічних властивостей сталей $-\lambda = (P_{експ} - P_{вих}) / P_{вих}$, де $P_{експл}$ — значення механічної характеристики після експлуатації, $P_{вих}$ — у вихідному стані.

Однак подібно до магістральних газо- та нафтопроводів для всіх досліджених вузлів кранів спостерігається суттєве зниження ударної в'язкості експлуатованих сталей. А на деяких зразках отримано значення 32 і 39 Дж/см², що нижче допустимих граничних значень для такого типу металоконструкцій. Такі низькі рівні KCV властиві конструкційним низьковуглецевим сталям лише після термічної обробки, що забезпечує підвищену міцність матеріалу. Звідси слідує, що тривала експлуатація вантажних портових конструкцій на протязі 38–45 років зумовлює кардинальний спад їх опору крихкому руйнуванню.

Зразки для дослідження опору сталей до водневого розтріскування вирізали із тих же заготовок різних вузлів кранів. Ті заготовки, що характеризувалися найвищою ударною в'язкістю, приймалися за метал у вихідному стані. Із отриманих результатів слідує, що тривала експлуатація портових кранів суттєво знижує опір сталей їх високонавантажених вузлів. Особливо це стосується металу хобота. Порівняння відносних змін параметрів ψ^H та KCV показує, що ψ^H дещо сильніше міняється внаслідок експлуатаційного впливу (рис. 3, а). Проте між ними спостерігається хоч і не лінійна, але чітка кореляція.

Задовільну кореляцію між ψ^H та KCV отримано також і для сталей 17ГС досліджених труб магістральних газопроводів (рис. 3, б). При випробуваннях трубних сталей розрізняли ділянки труби «верх» і «низ», оскільки відомо, що метал верхньої і нижньої ділянок труб магістральних нафтогазопроводів зазнає різного ступеня експлуатаційної деградації. Чутливість досліджених сталей до водневого розтріскування зростає із збільшенням часу експлуатації. Встановлено також, що деградація інтенсивніша для нижньої ділянки експлуатованих труб, метал якої контактує з водним конденсатом у газопроводах.

Виявлену високу чутливість тривало експлуатованого металу до водневого розтріскування, не-

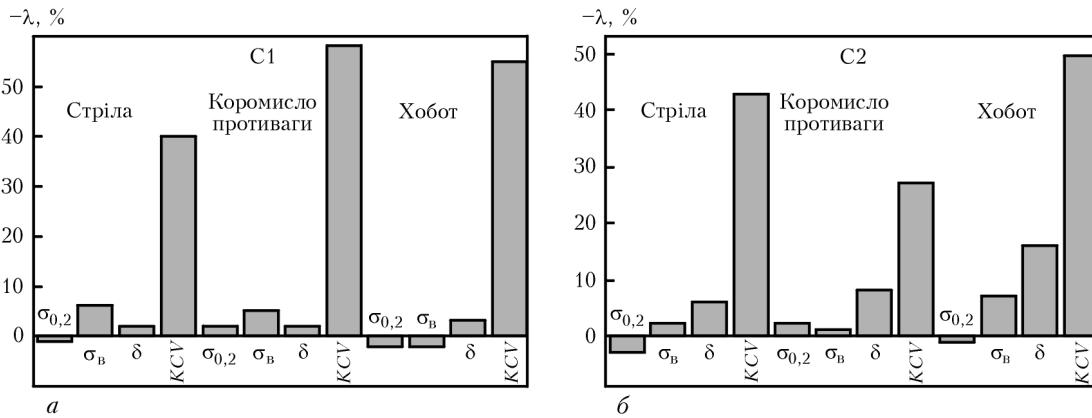


Рис. 2. Максимальна відносна зміна λ механічних властивостей сталей портових кранів «Сокіл» внаслідок їх експлуатації 38 (а) та 45 (б) років

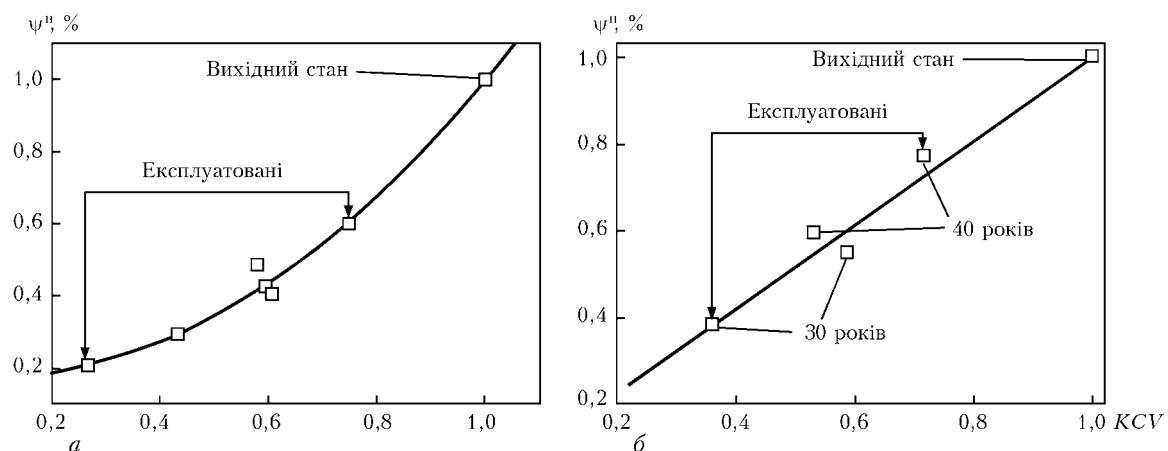


Рис. 3. Кореляція між відносною зміною параметрів ψ^H та KCV сталей різних вузлів портових кранів (а) та магістральних газопроводів (б)

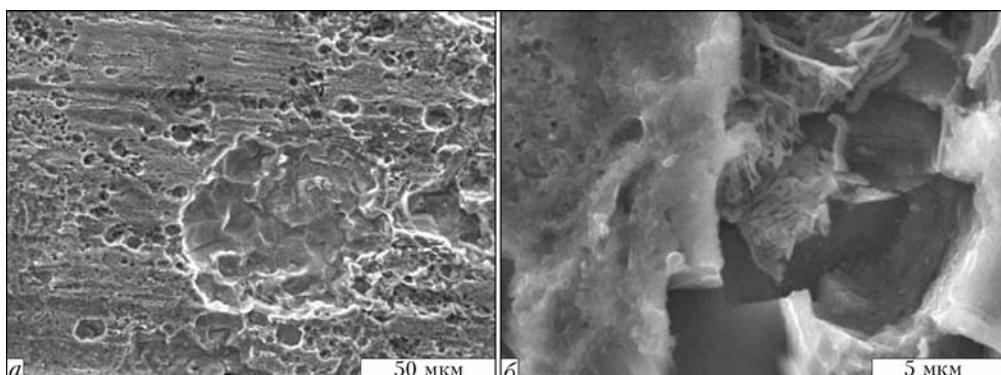


Рис. 4. Макро- (а) і мікроструктура (б) поверхневого водневого мікроозтріскування сталі 17ГС за її електролітичного наводнювання

зважаючи на низьку міцність матеріалу, слід брати до уваги і при використанні електрохімічного захисту трубопроводів. Адже відомо, що такий вид захисту слід використовувати з осторогою стосовно високоміцніх сталей, бо у випадку наводнювання металу катодною поляризацією можливе водневе розтріскування металу. Подібна ситуація складається і після експлуатаційної деградації низькоміцної сталі.

Отримані результати вказують на те, що опір конструкційних сталей водневому розтріскуванню чутливіший до негативного впливу експлуатаційних чинників, порівняно із ударною в'язкістю, і може слугувати кількісним показником їх експлуатаційної деградації.

Електролітичне наводнювання з використанням стимулятора наводнювання викликає розвиток поверхневої мікропошкодженості конструкційних сталей за механізмом водневого розтріскування (рис. 4). Метод АЕ виявився достатньо чутливим до поверхневого мікроозтріскування трубної сталі за її електролітичного наводнювання (рис. 5). На основі отриманих залежностей параметрів сигналів АЕ сталей магістрального газопроводу і портових кранів у вихідному стані та після експлуатації від величини струму електролітичного наводнювання були встановлені критичні струми i_{AE}^{kp} , які викликали їх поверхневе мікророзтріскування сталі. Встановлено, що експлуатація суттєво знижує критичний струм електролітичного

наводнювання, який викликає поверхневе мікроозтріскування досліджуваних сталей.

Стосовно сталі 17ГС особливо сильно експлуатаційна деградація впливає на метал нижньої ділянки експлуатованих труб, тоді як для портових кранів — метал хобота, що узгоджується із результатами випроб на схильність сталей до водневого розтріскування за їх повільного розтягу. На основі отриманих результатів при дослідженнях впливу експлуатації на опір сталей магістрального газопроводу і портових кранів, з одного боку, водневому окрихченню за їх повільного активного навантаження і сумісної дії поміркованого наводнювання, а з іншого — поверхневому мікроозтріскуванням.



Рис. 5. Вплив експлуатації на амплітуду сигналів АЕ сталі 17ГС за її електролітичного наводнювання (1 — вихідний; 2 — експloatований)

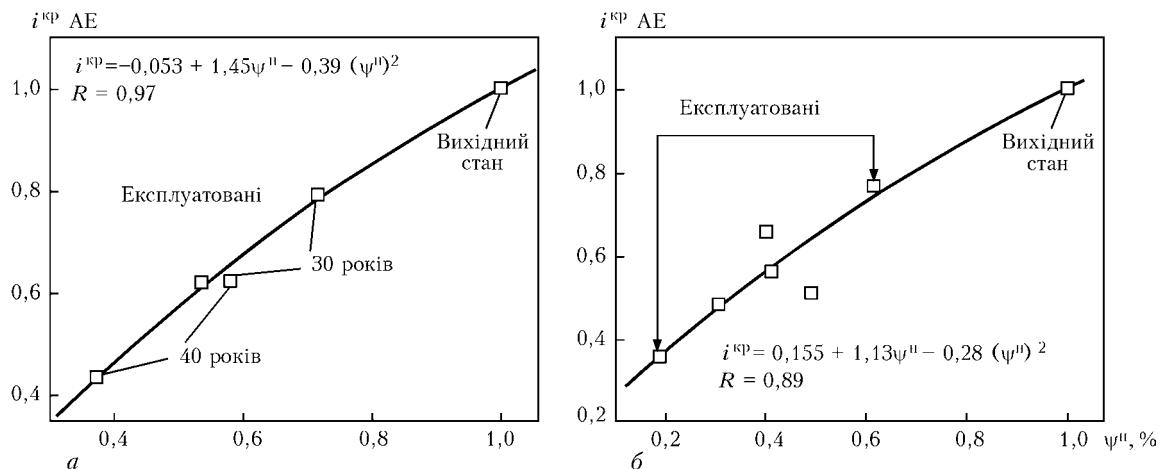


Рис. 6. Кореляція між спадом критичного струму поверхневого мікророзтріскування за електролітичного наводнювання i_{kp} сталей магістральних газопроводів (17ГС) (а) і різних вузлів портових кранів (St38b-2) (б) та спадом їх опору водневому окрихченню ψ^H за повільного активного навантаження

зтріскуванню за електролітичного наводнювання, були побудовані кореляційні залежності між цими характеристиками (рис. 6).

Чітка кореляція між ними вказує на те, що чутливість параметрів i_{kp} і ψ^H до структурних змін експлуатованого металу практично співмірна, звідки i_{kp} може слугувати показником, з одного боку, опору конструкційних сталей корозійно-механічному руйнуванню за реалізації механізму водневого окрихчення, а з іншого — їх експлуатаційної деградації.

Висновки

Електролітичне наводнювання з використанням стимулятора наводнювання викликає розвиток поверхневої мікропошкодженості конструкційних сталей за механізмом водневого розтріскування. Опір конструкційних сталей водневому розтріскуванню чутливіший до їх експлуатаційної деградації порівняно із ударною в'язкістю. Метод АЕ чутливий до поверхневого мікророзтріскування конструкційних сталей за їх електролітичного наводнювання. Кореляція критичного струму катодної поляризації із характеристиками опору конструкційних сталей водневому розтріскуванню вказує на те, що цей параметр може слугувати показником їх опору корозійно-механічному руйнуванню. Спільнє використання методів електролітичного наводнювання та АЕ можна використовувати для оцінювання експлуатаційної деградації конструкцій-

них сталей з огляду неруйнівної діагностики технічного стану відповідальних конструкцій.

1. Трещиностійкость металла труб нефтепроводов / А.Г. Гумеров, К.М. Ямалеев, Г.В. Журавлев, Ф.И. Бадиков. — М.: ООО «Недра-Бізнесцентр», 2001. — 231 с.
2. Krasowsky, A.Y., Dolgiy, A.A., Torgor V.M. Charpy testing to estimate pipeline steel degradation after 30 years of operation // Proc. «Charpy Centary Conference», Poitiers. — 2001. — 1. — P. 489–495.
3. Окрихчення сталі магістрального нафтопроводу / О.Т. Цирульник, Г.М. Никифорчин, О.І. Звірко, Ю.Д. Петрина // Фіз.-хім. механіка матеріалів. — 2004. — № 2. — С. 125–126.
4. Осташ О.П., Андрейко І.М., Головатюк Ю.В. Деградація матеріалів і втомна міцність тривало експлуатованих авіаконструкцій // Тех саме. — 2006. — № 4. — С. 5–16.
5. In-service degradation of gas trunk pipeline X52 steel // G. Gabetta, H.M. Nykyforchyn, E. Lunarska, et al. // Ibid. — 2008. — № 1. — P. 88–99.
6. Lesiuk G., Szata M. Aspects of structural degradation in old bridge steels by means of fatigue crack propagation // Ibid. — 2011. — № 1. — P. 76–81.
7. Рещенко І.О., Фуртатов Ю.В. Дослідження ступеня деградації сталей розрахункових металоконструкцій порталних кранів, які відпрацювали нормативний термін експлуатації // Теорія та практика раціонального проектування, виготовлення і експлуатації машинобудівних конструкцій: Пр. конференції. — Львів: КІНПАТРІ ЛТД, 2010. — С. 74–75.
8. Краны портальни, краны-перевантажувачі. Експертне обстеження: ОМД 22460848.003–2009. — Одеса: ТЕС, 2009. — 248 с.
9. Назарчук З.Т., Сокальський В.Р. Акусто-емісійне діагностування елементів конструкцій: Наук.-техн. посібник: У 3 т. — Т. 3. Засоби та застосування методу акустичної емісії. — К.: Наук. думка, 2009. — 327 с.
10. Пенкін А.Г., Терентьев В.Ф., Маслов Л.Г. Оценка степени деградации механических свойств и остаточногоресурса работоспособности трубных сталей с использованием методов акустической эмиссии и кинетической твердости // www.sds.ru/articles/degradation/index.html, 2004.

Раздел 4

Разработка эффективных методов оценки и продления ресурса объектов атомной энергетики

Руководитель раздела — академик НАН Украины И.М. Неклюдов

Итоги работ четвертого раздела программы «Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин» отражают прогресс в мониторинге изменений в материалах и конструкциях энергоблоков АЭС, в развитии методов контроля за старением и переходу к управлению процессами старения, что способствует продлению назначенных сроков службы основного оборудования энергоблоков при обеспечении безаварийной и безопасной эксплуатации. Материаловедческие, технологические и регламентные разработки были направлены на продление ресурса службы оборудования энергоблоков АЭС, анализ его состояния, усовершенствование технологии, состава, структуры материалов и предсказание его остаточного ресурса.

Внутрикорпусные устройства ядерных реакторов типа ВВЭР изготовлены из austenитной стали X18H10T, радиационное распухание которых является важным фактором, ограничивающим ресурс работы реакторной установки. В условиях имитационного облучения тяжелыми ионами изучены закономерности распухания стали X18H10T (проект 4.1, руководитель — чл.-кор. НАН Украины В.Н. Воеводин). Установлено, что скорость создания смещений влияет на скорость распухания стали, продолжительность инкубационного периода, температурный максимум распухания и температурную область порообразования. На основании полученных результатов и учета известных реакторных данных построена эмпирическая функция, выполнены расчетно-экспериментальные исследования, позволившие сделать прогноз распухания выгородки реактора ВВЭР-1000 при длительной эксплуатации 30–60 лет. Полученные данные следует учитывать при рассмотрении вопросов продления ресурса реакторов типа ВВЭР-1000 на 30 лет, в связи с возможным появлением областей со значительными величинами распухания в выгородке. Учет полученных данных позволит уточнить создаваемую модель прогнозирования радиационного распухания выгородки в сверхресурсный срок.

В рамках выполнения проекта 4.2 (руководитель — канд. техн. наук Б.В. Борц) методом сварки в твердой фазе на модернизированном вакуумном прокатном стане для листовой прокатки изготовлены длинномерные биметаллические переходники длиной до 200 мм из стали с низким содержанием углерода и нержавеющей стали 08Х18Н10Т напря-

мую и через барьерный слой никеля. Разработана исследовательская технология прокатки в калиброванных валках. Методами ультразвуковой дефектоскопии и металлографии дана оценка качества полученных опытных образцов. Определена прочность соединения по результатам статических испытаний на сдвиг и растяжение.

Увеличение ресурса твэлов реактора непосредственно связано с повышением характеристик сопротивления разрушению циркониевых материалов. Процесс коррозионного разрушения под напряжением оболочек твэлов связан с образованием трещин на внутренней поверхности труб при одновременном воздействии на них механического напряжения, возникающего в результате радиационного роста топлива, и йода, который выделяется из топлива как один из продуктов реакции деления. Трещины развиваются по толщине стенки трубы до их выхода на поверхность, что приводит к разгерметизации оболочек твэлов. Одним из важнейших параметров, характеризующих способность материала сопротивляться распространению имеющихся в нем трещин, является трещиностойкость. В результате выполнения проекта 4.3 (руководитель — д-р физ.-мат. наук П.И. Стоев) разработана методика определения характеристик трещиностойкости твэльных циркониевых труб, основанная на внецентренном растяжении образцов труб с острым надрезом и определением момента старта трещины по показателям тензометрического датчика раскрытия трещины. Разработано и изготовлено устройство для создания стенда для испытаний, устройства для создания острых надрезов на поверхности образцов из твэльных труб и регистрации начала движения трещины. С использованием разработанных методик проведены сравнительные испытания характеристик трещиностойкости тонкостенных твэльных труб украинского производства. Разработанная методика позволяет определить значения трещиностойкости твэльных циркониевых труб и обосновать ресурс службы твэлов реакторов.

В связи с завершением проектных 30-летних сроков эксплуатации реакторов ВВЭР и с учетом более длительных проектных сроков эксплуатации водо-водяных реакторов в зарубежных странах, где используются такие реакторы и в Украине приняты решения о продлении сроков эксплуатации, однако при обязательном мониторинге всех систем, обеспе-

чивающих безопасность. Одним из вопросов мониторинга является накопление в тракте первого контура радиоактивных продуктов коррозии, затрудняющих ремонтные работы в обслуживаемых помещениях. Именно с такой проблемой связано усиление внимания к явлениям коррозии материалов первого контура. Проведены исследования кинетики коррозии и состояние оксидных пленок при длительной коррозии нержавеющих сталей 06X18H10T, 08X18H10T, 12X18H10T и циркониевого сплава с ниобием Zr + 1 % Nb после испытания в автоклавах (проект 4.4, руководитель — канд. техн. наук И.А. Петельгузов). Исследования кинетики коррозии и электронно-микроскопические наблюдения материалов активной зоны после испытаний в среде ВВЭР с добавлением ингибитора цинка, а также алюминия при испытаниях показали улучшение защитных свойств оксидных пленок и их укрепление, что указывает на перспективность таких работ для обоснования продления ресурса и повышения безопасности АЭС.

Для борьбы с разрушением элементов парово-водяного тракта АЭС и ТЭС, обусловленным действием высокоскоростных потоков пара, воды, кавитацией и абразивными частицами, учитывая многолетний опыт в ННЦ ХФТИ по созданию оборудования и технологий для формирования покрытий и изучения их свойств, было применено формирование покрытий с помощью вакуумного дугового разряда, из катодов которого генерируются потоки металлической плазмы (проект 4.5, руководитель — д-р техн. наук В.А. Белоус). Для защиты элементов конструкций паровых турбин были созданы эффективные защитные покрытия на основе соединений TiSiN с малым содержанием кремния (до 3 %). Стойкость к образованию оксида повышена с 600 °C (TiN) до 800 °C (TiSiN) в результате оптимизации аморфизированной структуры покрытий. Износ лопаток с покрытиями в условиях эксплуатации паровых турбин уменьшается в 10 раз. Созданы экспериментальные процессы осаждения защитных многокомпонентных покрытий для защиты лопаток паровых турбин и выпущены макеты лопаток, а также выпущена партия тестовых лопаток с покрытиями для проведения горячих испытаний на ОАО «Мотор-Сич».

В настоящее время вопрос реконструкции существующих и создание новых систем вентиляции и спецгазоочистки актуален для всех АЭС Украины. Это вызвано снижением коэффициента очистки воздуха адсорбционными фильтрами и ненормативным ростом аэродинамического сопротивления адсорбера типа АУ-1500, ужесточением санитарных норм допустимого выброса радионуклидов в атмосферу. Используя разработанные в ННЦ ХФТИ и стандартные методики, проведено комплексное исследование рабочих характеристик (аэродинамическое сопротивление в условиях, моделирующих работу фильтров АУ-1500, механическая прочность при истирании, адсорбционная емкость по йоду и

йодистому метилу) активированных углей различных производителей, предполагаемых к использованию при восстановлении и реконструкции адсорбционных фильтров систем вентиляции АЭС (проект 4.6, руководитель — д-р физ.-мат. наук В.И. Соколенко). Результаты исследования адсорбционных характеристик углей разных марок, а также разработка и внесение некоторых изменений в конструкцию адсорбера позволяют сделать оптимальный выбор адсорбента для восстановления адсорбера типа АУ-1500.

Впервые в Украине ИФТТМТ ННЦ ХФТИ совместно с Институтом титана исследованы процессы получения опытных образцов губки магниетермического циркония из отечественного сырья (проект 4.7, руководитель — д-р техн. наук С.Д. Лавриненко). Проведены исследования процессов выплавки сплава Zr-1 % Nb на основе магниетермического циркония в лабораторных условиях. Изучено поведение примесей при рафинировании сплава Zr-1 % Nb методом электронно-лучевой плавки. Получены опытные образцы сплава Zr-1 % Nb, которые по химическому составу, структуре и твердости соответствуют требованиям материалов активной зоны ядерных реакторов. Применение сплавов на основе магниетермического циркония в элементах конструкций АЭС позволит увеличить ресурс работы ядерного топлива.

Для увеличения коррозионной и эрозионной стойкости сложнопрофильных деталей узлов запорной арматуры, используемой в оборудовании АЭС и ТЭС методом химического осаждения из газовой фазы наносились покрытия с высокими скоростями осаждения (проект 4.8, руководитель — д-р техн. наук Б.М. Широков). За один цикл осаждения были получены равномерные по толщине адгезионнопрочные пиролитические карбидохромовые покрытия с горизонтальнослоистой структурой на изделиях со сложным профилем поверхности. Кавитационный износ полученных покрытий в 5 раз меньше износа стали 12X18H10T, применяемой для изготовления ответственных узлов запорной арматуры.

Внедрение на энергоблоках АЭС Украины эффективных методов неразрушающего контроля для оценки напряженно-деформированного состояния и остаточного ресурса корпусов реакторов и трубопроводов — важная задача в мониторинге изменений в материалах и конструкциях энергоблоков АЭС. По заявке ЮУ АЭС разработана, изготовлена и испытана установка для вырезки темплета с корпуса реактора. Отработана технология и режимы вырезки темплета с использованием системы СК-187МЮ в условиях спецкорпуса ЮУ АЭС (проект 4.9, руководитель — канд. физ.-мат. наук Л.С. Ожигов). Проведена вырезка темплета с имитатора корпуса реактора. Эта технология дает возможность впервые непосредственно исследовать элементный состав металла сварного шва и корпуса реактора и структурные изменения металла после

длительной эксплуатации и оценить его остаточный ресурс.

Обнаружение в конструкционных материалах процессов старения и дефектов различной природы является одной из наиболее актуальных задач неразрушающего контроля при мониторинге состояния изделий в процессе их эксплуатации. В настоящее время интенсивно развиваются методы термографического контроля, основанные на регистрации изменения температурного поля в области дефектной структуры (дефекта), обусловленного интенсивной трансформацией энергии упругих волн механического напряжения в тепловую энергию. Предложен и апробирован термографический метод дефектоскопии на основе циклической активации упругими напряжениями объекта контроля и регистрации термоаномалий, обусловленных структурными неоднородностями образцов (проект 4.10, руководитель – чл.-кор. НАН Украины В.Ф. Клепиков). На основе разработанных моделей проведены экспериментальные исследования по изучению особенностей термопроявления дефектных структур в металлах при циклических напряжениях. Результаты проведенных исследований являются основой для создания нового метода тепловизионного неразрушающего контроля на основе активации образцов волновыми механическими напряжениями и регистрации термоаномалий, обусловленных структурными неоднородностями образцов.

Надежность работы АЭС зависит от технического состояния труб теплообменников парогенераторов, из-за дефектов, образующихся в процессе эксплуатации. Особое значение имеет диагностика труб парогенераторов типа ПГВ-1000 реакторов типа ВВЭР-1000, которыми оснащены большинство АЭС Украины. Для контроля внутренней стенки трубок парогенераторов разработан внутренний вращающийся зонд, который обеспечивает прохождение теплообменных труб парогенераторов типа ПГВ-1000 по всей их длине со сканированием на кладным вихревоковым преобразователем (ВТП) внутренней поверхности труб по спиральной траектории (подана заявка на изобретение) (проект 4.11, руководитель – канд. техн. наук И.М. Андрийко). Преимуществами этого вихревокового преобразователя являются: высокая чувствительность к локальным коррозионным повреждениям (язвы, питтинг) и трещинам различной ориентации; чувствительность к дефектам, залегающим по всей толщине труб. Методом объемных интегральных уравнений проанализировано зависимости сигналов внутреннего проходного ВТП от локального дефекта типа коррозионный питтинг.

В результате выполнения проекта 4.12 (руководитель – чл.-кор. НАН Украины В.В. Харченко) развита общая методология проведения расчета на сопротивление рушению корпусов реакторов ВВЭР при моделировании аварийных режимов охлаждения. Сформулированы основные положения упру-

гопластического расчета кинетики напряженно-деформированного состояния корпусов реакторов с учетом полей остаточных напряжений и деформаций, а также расчетная методика определения коэффициентов интенсивности напряжений в точках фронта постулируемой трещины. С применением разработанных методов расчета и программного обеспечения выполнен анализ влияния ряда расчетных факторов на оценку сопротивления разрушению корпуса реактора ВВЭР-1000 и узла соединения «горячего» коллектора с корпусом парогенератора ПГВ-1000М.

Любая работающая АЭС оказывает мощное воздействие на окружающую среду по трем направлениям: газообразные выбросы в атмосферу, выбросы большого количества тепла и распространение жидких радиоактивных отходов. Наибольшую опасность для окружающей среды представляют аэрозольные выбросы как наименее контролируемые после их возникновения. Особое место среди опасных веществ, которые выбрасываются АЭС в воздух, водоемы и подземные воды, занимают тритий и углерод-14. Рассмотрена новая система контроля и идентификации выбросов трития и углерода-14, разработанная в ГУ «Институт геохимии окружающей среды НАН Украины» с целью выявления нарушений технологических режимов и предварийных состояний энергоблоков АЭС (проект 4.13, руководитель – чл.-кор. НАН Украины Ю.Л. Забулонов). Приведена структура системы и ее основные технические характеристики. В результате выполнения проекта были разработаны новые методы и алгоритмы обработки спектров β-излучения, которые с высокой вероятностью обеспечивают выявление и идентификацию трития и углерода-14 в аэрозольных выбросах АЭС.

Разработка технологии односторонней сварки с наружной стороны плакированных трубопроводов первого контура ядерных энергоблоков позволяет снизить радиационную нагрузку на персонал и снизить трудоемкость ремонтно-сварочных работ. Выполнены работы по разработке принципиальной возможности выполнения односторонней сварки стыковых трубных соединений плакированной стали 10ГН2МФА (проект 4.14, руководитель – д-р техн. наук О.Г. Касаткин). Особенностью предлагаемой разработки является выполнение переходного шва низкоуглеродистым ферритным металлом для исключения формирования хрупких прослоек. Применение разработанной технологии позволяет значительно снизить трудозатраты и улучшить санитарно-гигиенические условия работы персонала. Предложенный подход также позволяет заменить традиционную технологию сварки плакированных труб аустенитным швом на сварку ферритным швом, что дает возможность повысить прочность сварного соединения.

Разработан и апробирован на объектах ОП «Ривненская АЭС» портативный ультразвуковой компьютерный томограф, который использует рас-

сиянный ультразвуковой сигнал для определения остаточного ресурса элементов АЭС (проект 4.15, руководитель – канд. техн. наук В.В.Кошовой). Томограф позволяет оценивать неразрушающим методом в эксплуатационных условиях изменения состояния металла, вызванные как процессами эксплуатационной деградации, так и механическими, термическими и другими видами нагрузок. Разработанная томографическая технология пока не имеет аналогов в Украине и не применялась в атомной энергетике. Согласована с НАЭК «Энергоатом» возможность расширения объемов апробации томографа UST-05M на других АЭС Украины.

Продление ресурса энергоблоков АЭС Украины также связано с обеспечением безотказной эксплуатации информационно-управляющих систем

(ИУС), которые непосредственно принимают участие в реализации большинства технологических процессов АЭС. По статистике до 20 % нарушений в работе АЭС Украины происходят вследствие отказов ИУС. В рамках проекта 4.16 (руководитель – канд. физ.-мат. наук Д.В. Федорченко) определены показатели надежности детекторов системы аппаратуры контроля нейтронного потока (АКНП) и системы АКНП в целом. Разработана математическая модель и получен спектр нейтронного потока в месте расположения детектора. Разработана математическая модель детекторов нейтронного потока АЭС, проведено моделирование рабочего режима детекторов и определены количественные значения показателей надежности детекторов нейтронного потока АЭС.

ПРОЕКТ 4.1

Розробка методики об’єктивування можливості подовження терміну безпечної експлуатації внутрішньокорпусних пристрій атомних реакторів ВВЕР-1000

УДК 620.187:621.039.531

РАЗРАБОТКА МЕТОДИКИ ОБОСНОВАНИЯ ВОЗМОЖНОСТИ ПРОДЛЕНИЯ СРОКА БЕЗОПАСНОЙ ЭКСПЛУАТАЦИИ ВНУТРИКОРПУСНЫХ УСТРОЙСТВ АТОМНЫХ РЕАКТОРОВ ВВЭР-1000

А.С. КАЛЬЧЕНКО, инж., В.В. БРЫК, канд. техн. наук, чл.-кор. НАН Украины В.Н. ВОЕВОДИН,
Н.П. ЛАЗАРЕВ, канд. техн. наук, О.В. БОРОДИН, канд. физ.-мат. наук, В.В. МЕЛЬНИЧЕНКО, Р.И. ЛЫМАРЬ,
Р.Л. ВАСИЛЕНКО, Е.А. НАЗАРЕНКО, А.В. ПЕРМЯКОВ, Н.Н. ПИЛИПЕНКО,
А.Б. ШЕВЦОВ, А.А. АВТУШКО, инженеры
(ННЦ «Харьковский физико-технический институт»)

По данным распухания стали X18H10T, облученной в быстром реакторе БОР-60 и ускорителе тяжелых ионов ЭСУВИ, построена прогнозная зависимость распухания от температуры и дозы облучения в широком интервале скоростей создания смещений. На этой основе прогнозируется распухание по сечению выгородки реактора ВВЭР-1000 в процессе длительной эксплуатации (30–60 лет).

Ключевые слова: облучение, распухание, выгородка, реактор ВВЭР-100, прогноз

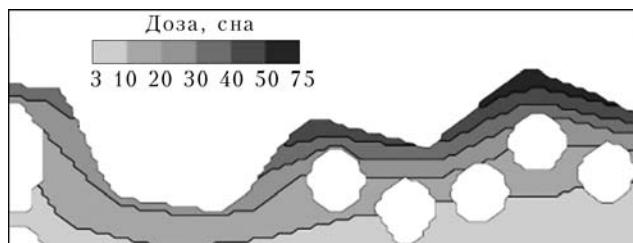
Одним из факторов, ограничивающих продолжительность эксплуатации аустенитной нержавеющей стали X18H10T, используемой в качестве материала внутрикорпусных устройств (ВКУ) реакторов на тепловых нейтронах, является радиационное распухание. Считалось, что при рабочих параметрах тепловых реакторов это явление не проявляется. В 1990-е гг. образование пор было обнаружено в ВКУ реакторов типа PWR [1], а также в направляющем канале поглощающего элемента (ПЭЛ), облученного в тепловыделяющей сборке токами высокой частоты (ТВС) на периферии активной зоны реактора ВВЭР-1000 З-го энергоблока Ровенской АЭС, где максимальная скорость набора повреждающей дозы в 1,2–1,5 раза выше, чем для выгородки реактора [2]. Показано, что при одинаковой температуре облучения поры в условиях водо-водянного реактора образуются при значительно более низких дозах облучения, по сравнению с быстрым реактором. В ряде случаев это связано с низкой скоростью создания повреждений, что может приводить к сдвигу распухания в низкотемпературную область. В быстром реакторе БОР-60 при температурах облучения 400–500 °C и дозах примерно 80 сна (смещениях на атом) при 10 % распухания материал охрупчивается, а при достижении 20 % распухания происходит спад пластичности стали X18H10T [3]. Та-

кое же поведение стали можно ожидать в реакторах на тепловых нейтронах при продлении срока их эксплуатации.

Нейтронно-физические расчеты, использующие метод конечных элементов для двумерных нелинейных задач, проведенные в ОКБ «Гидропресс», показали, что максимальная нейтронная повреждающая доза, выражаемая в сна, на отдельных участках выгородки через 30 лет эксплуатации может составить примерно 50–75 сна (TRN). На рис. 1 приведено поле повреждающей дозы в сечении выгородки, изображенное изолиниями уровней смещений на атом [4].

Расчеты температурного поля по сечению выгородки показывают, что максимальная температура материала выгородки за счет γ-разогрева может достигать 407 °C и локализуется в области малого объема (рис. 2) [4].

Несмотря на то, что к настоящему времени имеется большое количество различных эксперимен-



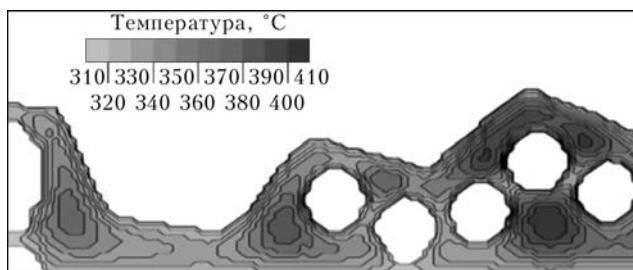


Рис. 2. Температурное поле в поперечном сечении выгородки реактора ВВЭР-1000 [4]

тальных результатов по радиационным эффектам в сталях типа X18H10T, полученных в различных реакторных и ускорительных условиях, а также на различных конструктивных элементах, взаимосогласованные зависимости распухания от дозы, температуры и скорости создания смещений отсутствуют.

Аналитическое описание распухания стали X18H10T на основе данных реакторного и ионногого облучения. Эмпирическую зависимость распухания стали X18H10T в широком интервале температур, доз и скоростей создания смещений определим в виде

$$S(k, D, T) = R(k)\varphi(D - D_0(k, t)) \exp \times \left\{ -\frac{(T - T_{\max}(k))^2}{2\sigma_T^2(k)} \right\}, \quad (1)$$

где $S(k, D, T)$ — распухание (%); D — повреждающая доза (сна); T — температура облучения ($^{\circ}\text{C}$); k — скорость создания смещений (сна/с); $\varphi(x) = x\theta(x)$ и $\theta(x)$ — единичная ступенчатая функция Хевисайда $\theta(x) = 1$, $x > 0$ или 0; $x \leq 0$; $R(k) = r_0 - r_k \ln k$ — скорость распухания на стационарной стадии (%/сна); $D_0(k, T) = d_0 - d_T T + d_k \ln k$ — инкубационный период (сна); $T_{\max}(k) = T_0 + T_k \ln k$ — температура максимума распухания ($^{\circ}\text{C}$); $\sigma_T(k) = \sigma_0 - \sigma_k \ln k$ — дисперсия температуры ($^{\circ}\text{C}$).

Исходя из возникающей при электронно-микроскопических исследованиях общей погрешности

в максимуме распухания примерно 20 %, параметры, входящие в выражение (1), имеют следующие значения: $r_0 = 0,25 \pm 0,05$; $r_k = 0,022 \pm 0,004$; $d_0 = 103,0 \pm 0,2$; $d_T = 0,101 \pm 0,004$; $d_k = 2,61 \pm 0,03$; $T_0 = 690,0 \pm 1,3$; $T_k = 15,5 \pm 0,1$; $\sigma_0 = 12,3 \pm 0,5$; $\sigma_k = 1,9 \pm 0,1$.

Данные, полученные экспериментально и рассчитанные посредством эмпирической функции (1) с учетом погрешностей подгоночных параметров, приведены на рис. 3. Как видно из этого рисунка, относительная ошибка распухания сильно зависит от дозы и температуры облучения. Модель плохо описывает распухание при дозах вблизи инкубационного периода. Вызвано это тем, что предлагаемая модель слишком грубо учитывает переходную стадию распухания. Это обстоятельство не является критичным, поскольку наибольший практический интерес представляют области высоких доз и большого распухания.

На рис. 4 представлены вычисленные с помощью выражения (1) дозно-температурные карты распухания стали X18H10T с различными скоростями создания смещений, характерными как для облучения на ускорителе ($k = 1 \cdot 10^{-3}$ сна/с), так и для реакторов на быстрых ($k = 1 \cdot 10^{-6}$ сна/с) и тепловых нейтронах ($k = 1 \cdot 10^{-8}$ сна/с).

Как видно из рис. 4, температура, соответствующая максимуму распухания при одинаковых интегральных дозах, сдвигается в область более высоких температур с ростом скорости создания смещений. С уменьшением скорости создания дефектов уровень радиационного распухания в максимуме увеличивается. С повышением скорости создания смещений температурная зависимость распухания сужается. Уменьшение скорости создания повреждений приводит к уменьшению длительности инкубационного периода, а снижение температуры облучения — к его увеличению. Скорость распухания на стационарной стадии падает с увеличением скорости создания смещений.

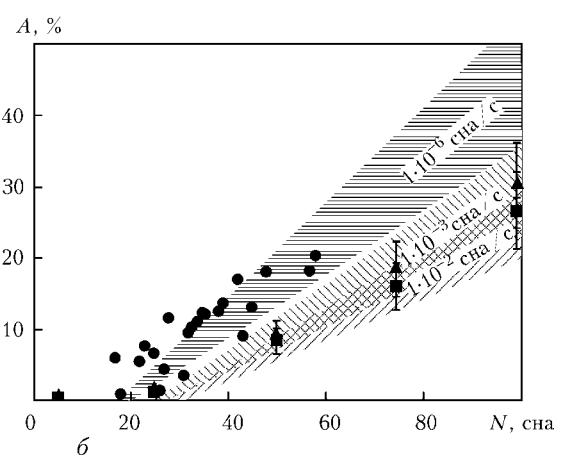
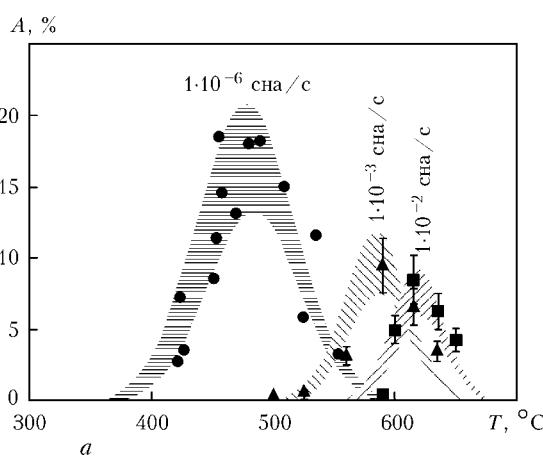


Рис. 3. Сравнение между экспериментальными и расчетными (а) температурными зависимостями распухания A при дозе 50 сна (б) и зависимостями дозы N распухания при температурах максимума распухания и различными скоростями создания смещений; символы ●, ▲ и ■ соответствуют реакторным при $1 \cdot 10^{-6}$ сна/с [5] и ускорительным данным $1 \cdot 10^{-3}$, $1 \cdot 10^{-2}$ сна/с [настоящая работа]; заштрихованные области отображают ошибку в расчете распухания

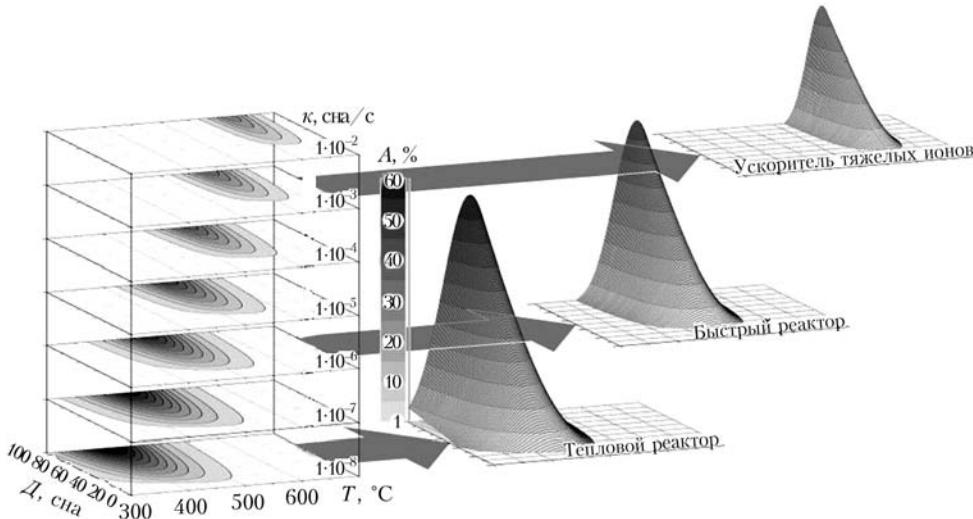


Рис. 4. Температурно-дозные карты распухания стали X18H10T для различных скоростей создания смещений, рассчитанные с помощью эмпирической функции (1)

Хотя параметры эмпирической функции установлены для интервала скоростей создания смещений $1 \cdot 10^{-2}$ – $1 \cdot 10^{-6}$ сна/с, в данной работе мы воспользуемся функцией (1) для прогнозирования распухания выгородки теплового реактора, где типичны скорости создания смещений $1 \cdot 10^{-8}$ – $1 \cdot 10^{-9}$ сна/с. Рассмотрим правомерность данного подхода.

В работе [6] экспериментально показано, что при температуре 385 °С и дозе 30 сна с уменьшением скорости создания смещений от 5,5 до $2,5 \cdot 10^{-7}$ сна/с уровень распухания стали AISI 304L (аналог X18H9) увеличивается. Впоследствии в работе [7] добавлены данные для стали X18H10T, близкой по составу (аналог AISI 321), но отличающейся от AISI 304 наличием титана. Хотя сталь X18H10T в работе [7] имела более высокую дозу (39 сна), но близкую температуру облучения (390 ± 10 °С), тенденция увеличения распухания с уменьшением скорости создания смещений сохранилась. Таким образом, данная тенденция (при дозах 30–39 сна и температурах 390 ± 10 °С) была расширена на участок скоростей создания смещений $1 \cdot 10^{-7}$ – $1 \cdot 10^{-6}$ сна/с.

Сравним наши результаты с другими известными эмпирическими зависимостями. Проведенный нами анализ литературных данных такого рода эмпирических зависимостей для стали X18H10T и частично для AISI 304 представлен на рис. 5, где мы нанесли экспериментальные точки из работ [6,7] и построили зависимости распухания от скоростей создания смещений при дозе 40 сна и температуре 400 °С [7–9].

Из рис. 5 видно, что предложенные ранее функции описывают распухание стали в достаточно узких интервалах скоростей создания смещений и в большинстве случаев имеют фиксированную скорость создания смещений. Отметим, что функция ЭФ2 на рис. 5 является функцией трех переменных (дозы, температуры и скорости создания смещений), как и в нашем случае. Однако она справедлива только в интервале скоростей (0,4–

$1,0) \cdot 10^{-7}$ сна/с при температурах 370–430 °С и для доз переходного периода.

Таким образом, несмотря на то, что наша функция (1) аппроксимирована для интервала скоростей $1 \cdot 10^{-2}$ – $1 \cdot 10^{-6}$ сна/с, общие тенденции в описании распухания при ее экстраполяции на более низкие скорости создания, характерные для реакторов на тепловых нейтронах, согласуются с литературными данными.

Представленные результаты показывают, что с учетом полученного масштабирования по скорости создания смещений основные физические процессы, ответственные за распухание как при облучении тяжелыми ионами, так в быстром и тепловом реакторе, оказываются общими.

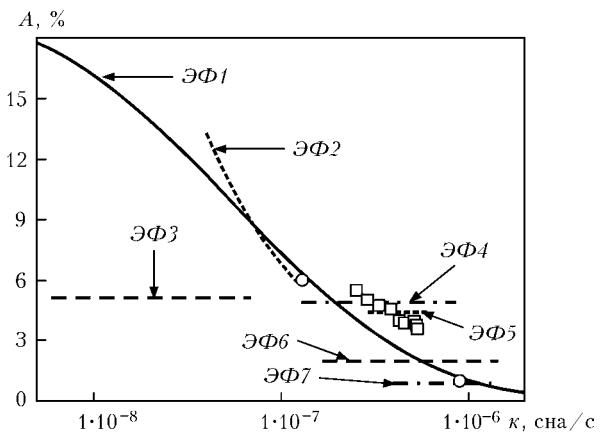


Рис. 5. Влияние скорости набора дозы на распухание сталей X18H10T и AISI 304 (X18H9) (точки – эксперимент, линии – эмпирические функции (ЭФ), построенные на основе экспериментальных данных ($D = 40$ сна, $T = 400$ °С)): ЭФ1 – распухание стали X18H10T, рассчитанное с помощью эмпирической функции (1); ЭФ2 – распухание стали AISI 304 [8]; ЭФ3 – распухание стали X18H10T при $k = (0,6\text{--}8,0) \cdot 10^{-5}$ сна/с [9]; ЭФ4 – распухание стали X18H9 при $k = (1,3\text{--}8,0) \cdot 10^{-7}$ сна/с [9]; ЭФ5 – распухание стали X18H10T при $k = (3\text{--}6) \cdot 10^{-7}$ сна/с [9]; ЭФ6 – распухание стали X18H10T [7]; ЭФ7 – распухание стали X18H10T [5]; □ – распухание стали AISI 304 ($D = 30$ сна, $T = 385$ °С) [6]; ○ – распухание стали X18H10T ($D = 39$ сна, $T = (390 \pm 10)$ °С) [7]

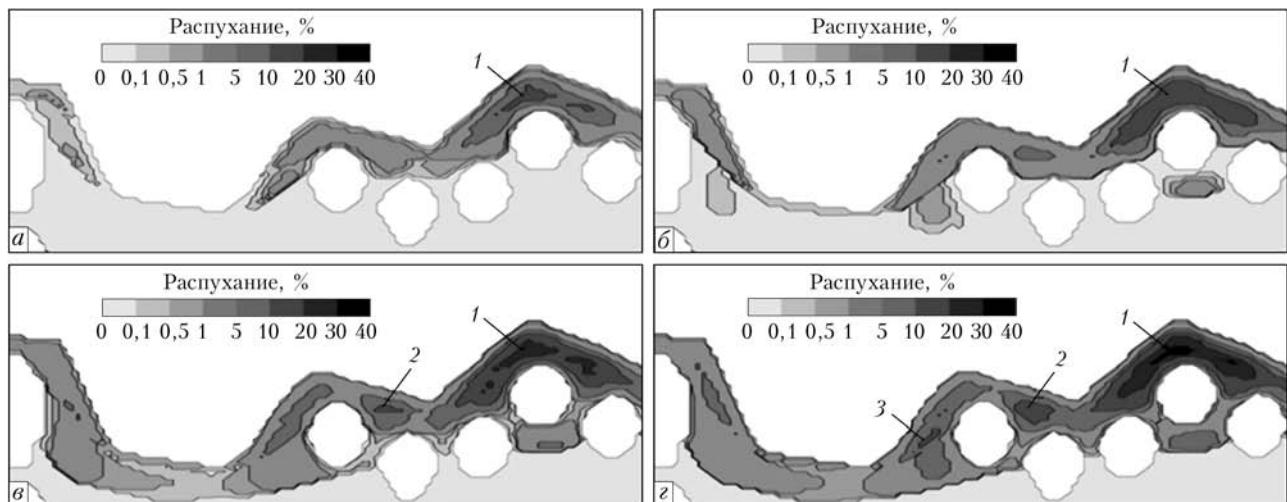


Рис. 6. Поля распухания в поперечном сечении выгородки реактора ВВЭР-1000 после 30–60 лет (а – 30; б – 40; в – 50; г – 60 лет) эксплуатации, рассчитанные с помощью выражения (1); области 1–3 соответствуют зонам, где распухание превышает 10 %

Расчет распухания выгородки реактора ВВЭР-1000. Для расчета полей распухания выгородки реактора ВВЭР-1000, помимо дозных и температурных полей по сечению выгородки, необходимо иметь поле распределения скорости создания смещений, которое в поперечном сечении выгородки можно получить исходя из следующего уравнения:

$$k = \frac{D}{\text{КИУМ}t}, \quad (2)$$

где k – скорость создания смещений ($\text{сна}/\text{с}$); D – повреждающая доза (сна); t – срок эксплуатации реактора (с); КИУМ – коэффициент использования установленной мощности.

КИУМ представляет собой отношение фактически выработанной электрической энергии к максимально возможной выработке, а для реакторов типа ВВЭР он составляет примерно 0,8. Таким образом, в знаменателе выражения (2) находится эффективное время работы реактора ВВЭР-1000, что соответствует 7000 ч/год.

Вычисленные с помощью выражения (1) поля распухание по сечению выгородки в процессе длительной эксплуатации (30–60 лет) представлены на рис. 6.

Из полученных данных видно, что по мере увеличения длительности эксплуатации распухание выгородки распространяется неравномерно с внутренней стороны поверхности в глубь материала (рис. 6). Максимальное распухание зафиксировано не в местах локального максимума температуры или повреждающей дозы, а является сложной функцией как от упомянутых переменных, так и от скорости создания смещений.

Приповерхностный слой внутренней стороны выгородки мало распухает вплоть до 60 лет эксплуатации. После 30 лет обнаружен только один очаг с максимальным распуханием 11 % (рис. 6, а, область 1). При увеличении срока эксплуатации на 10 лет (до 40 лет) данная область распухания расширяется, а максимум распухания достигает 17 % (рис. 6, б, область 1). Продление работы

реактора до 50 лет должно привести к появлению еще одного опасного очага распухания (рис. 6, в, область 2). Максимальный уровень распухания выгородки в области 1 к этому сроку увеличится еще больше и составит 24 % (рис. 6, в). При продлении ресурса выгородки до 60 лет количество опасных очагов распухания возрастет до трех, при этом в области 1 распухание может достигать 30 % (рис. 6, г).

Поскольку наличие погрешности экспериментальных данных привело к погрешностям параметров эмпирической функции (1), то и расчет распухания имел свою погрешность. Это означает, что, например, при 60-летнем сроке эксплуатации выгородки рассчитанный максимум распухания не составит точно 30 %, а будет находиться в интервале от 20 до 40 %.

При прогнозе распухания выгородки реактора ВВЭР-1000 в эмпирической функции (1) не учтено влияние напряжений, газовых примесей, радиационной ползучести. Некоторые из них будут усиливать распухание, а некоторые, наоборот, – подавлять. Но даже радиационная ползучесть, которая приводит к снижению градиентов напряжений и таким образом к повышению ресурса выгородки, с увеличением времени эксплуатации (свыше 17 лет) снижает свое релаксационное влияние [4]. Поэтому выявленные в данной работе тенденции в поведении распухания выгородки реактора ВВЭР-1000 сохраняются.

Выводы

1. В условиях имитационного облучения тяжелыми ионами изучены закономерности распухания стали X18H10T, используемой как материал ВКУ реакторов ВВЭР. Установлено, что скорость создания смещений влияет на скорость распухания стали, продолжительность инкубационного периода, температурный максимум распухания и температурную область порообразования.

2. На основании полученных результатов и учета известных реакторных данных построена

эмпирическая функция, описывающая поведение распухания стали X18H10T в широком интервале доз, температур облучения и скоростей создания смещений. На основе этой функции выполнены расчетно-экспериментальные исследования, позволившие сделать прогноз распухания выгородки реактора ВВЭР-1000 при длительной эксплуатации (30–60 лет).

3. Расчет показал, что распухание в теле выгородки распределено неравномерно. Абсолютный уровень распухания в локальной области наибольшего распухания увеличивается и может достигать десятков процентов. Полученные данные следует учитывать при рассмотрении вопросов продления ресурса реакторов типа ВВЭР-1000 на 30 лет в связи с возможным появлением областей со значительными уровнями распухания в выгородке.

1. *Garner F.A., Greenwood L.R., Harvod D.L.* Potential high fluence response of pressure vessel internals constructed from austenitic stainless steels // Sixth Intern. symp. on environmental degradation of materials in nuclear power systems – water reactors. the minerals, metals and materials society (Sun Diego, 1993). – Sun Diego, USA, 1993. – Р. 783–790.
2. Исследования микроструктуры и механических свойств стали X18H10T после облучения в активной зоне реактора ВВЭР-1000 / В.С. Неустроев, В.Г. Дворецкий, З.Е. Островский и др. // ВАНТ. Сер.: ФРП и РМ. – 2003. – Вып. 3. – С. 73–78.

3. *Неустроев В.С., Голованов В.Н., Шамардин В.К.* Радиационное охрупчивание материалов ТВС в температурном интервале максимума распухания // Атомная энергия. – 1990. – № 69, Вып. 4. – С. 223–226.
4. *Оценка и анализ термомеханического поведения элементов ВКУ реакторов ВВЭР с учетом эффектов облучения* / В.М. Троицков, Ю.И. Лихачев, М.Я. Хмелевский и др. // Сб. докл. 5-й межгосраслевой конф. по реакторному материаловедению (Димитровград, 8–12 сент. 1997 г.). – Димитровград: ГНЦ НИИАР, 1998. – Т. 2, ч. 1. – С. 3–18.
5. *Вотинов С.Н., Прохоров В.И., Островский З.Е.* Облученные нержавеющие стали. – М.: Наука, 1987. – 128 с.
6. *Porter D.L., Garner F.A.* Swelling of AISI type 304L stainless steel in response to simultaneous variations in stress and displacement rate // Effects of Radiation on Materials: 12th Intern. symp., ASTM STP (Williamsburg, V.A, 18–20 June 1984). – Philadelphia, 1985. – Vol. 870. – Р. 212–220.
7. *Радиационные явления в стали X18H10T, облученной в различных реакторах при условиях, близких к условиям эксплуатации ВКУ ВВЭР* / В.С. Неустроев, В.Н. Голованов, В.К. Шамардин и др. // Сб. докл. VI Рос. конф. по реакторному материаловедению (Димитровград, 11–15 сент. 2000 г.). – Димитровград, 2001. – Т. 3, ч. 1. – С. 3–23.
8. *Garner F.A.* Void swelling and irradiation creep in light water reactor environments // Understanding and mitigating ageing in nuclear power plants – materials and operational aspects of plant life management (PLIM). – Philadelphia, PA, USA: Woodhead Publishing, 2010. – Part 10. – Р. 308–356.
9. *Радиационное распухание austenитных сталей: влияние различных факторов. Обработка экспериментальных данных и формулировка определяющих уравнений* / Н.К. Васина, Б.З. Марголин, А.Г. Гуленко, И.П. Курсевич // Вопросы материаловедения. – 2006. – № 4. – С. 69–89.

ПРОЕКТ 4.2

Продовження ресурсу шляхом розробки перспективної технології виробництва енергонаявнажених довгомірних з'єднань у твердій фазі для атомної промисловості

УДК 621.039:539.4.016

ПІДВИЩЕННЯ РЕСУРСУ ЕКСПЛУАТАЦІЇ ТРУБОПРОВОДІВ АЕС ЗА РАХУНОК ЗАСТОСУВАННЯ ДОВГОМІРНИХ КОМПОЗИЦІЙНИХ ВСТАВОК З РІЗНОРІДНИХ МАТЕРІАЛІВ

Б.В. БОРЦІ, канд. техн. наук, академік НАН України **І.М. НЕКЛЮДОВ**, чл.-кор. НАН України **В.М. ВОЄВОДИН**,
Н.Д. РИБАЛЬЧЕНКО, **В.І. СИТИН**, кандидати фіз.-мат. наук, **І.О. ВОРОБІЙОВ**, **І.М. КОРОТКОВА**, **О.О. ЛОПАТА**,
О.Т. ЛОПАТА, **Ю.О. МАРЧЕНКО**, інженери
(ННЦ «Харківський фізико-техн. ін-т НАН України»)

Методом зварювання в твердій фазі на модернізованому вакуумному прокатному стані для листової прокатки виготовлені довгомірні біметалеві переходники довжиною більш 200 мм зі сталі з низьким вмістом вуглецю та нержавіючої сталі 08Х18Н10Т безпосередньо та через бар'єрний прошарок нікелю. Розроблена дослідна технологія прокатки в каліброваних валках. Методами ультразвукової дефектоскопії та металографії дана оцінка якості отриманих дослідних зразків. Визначена міцність з'єднання за результатами статичних випробувань на зсув.

Ключові слова: вакуумна прокатка, довгомірний трубчастий елемент переходника, біметалеві композити, міцність, структура, мікротвердість

Проблема ресурсу й безпеки експлуатації енергонаявнажених конструкцій, зокрема реакторів на атомних станціях, потребує надійного з'єднання трубопроводів з нержавіючої та низьковуглецевої сталі.

В трубопроводах другого контуру енергоблоків АЕС корозійному руйнуванню найбільш схильні зварні з'єднання труб з різномірних сталей (аустенітної та перлітної низьковуглецевої). При ремонті трубопроводу зазвичай застосовують монтажне зварювання. На місце вилученої дефектної ділянки вварюють виготовлену на спеціальному виробництві зварну вставку, що має однак також обмежений ресурс роботи.

Підвищення ресурсу експлуатації різномірних зварних з'єднань можна досягти в результаті розробки різних технологічних заходів, що забезпечують мінімальне проплавлення основного металу і запобігання утворенню крихких і зневуглецеваних прошарків [1].

Основними чинниками, що справляють вплив на ресурс зварних з'єднань різномірних сталей, є їхня хімічна і структурна неоднорідність в місцях з'єднання аустенітних та перлітних сталей через змішування цих металів у зварювальній ванні й дифузії різних елементів, особливо вуглецю.

У вказаних ділянках на межах з'єднання можливе утворення легованого мартенситу з високим вмістом вуглецю. Даний мартенсит має високе зна-

чення твердості, низьку пластичність та підвищенню крихкості. Для запобігання утворенню мартенситних прошарків необхідно унеможливити змішування при зварюванні перлітного й аустенітного сталевих сплавів [2]. Цього можна досягти лише замінивши зварювання розплавом на з'єднання різномірних матеріалів у твердій фазі через переходники.

Основними умовами отримання композиційних переходників високої міцності та вакуумільноті було забезпечення відсутності на межах з'єднання основних складових крихких фаз (типу карбідів, інтерметалідів та ін.), які в процесі тривалої роботи в умовах високих теплових потоків і навантажень неминуче приводять до виникнення на межах з'єднання тріщин та до втрати цілісності конструкції.

Раніше нами була розроблена та запропонована технологія отримання міцних нероз'ємних з'єднань нержавіючої сталі типу Х18Н10Т з низьковуглецевою сталлю методом зварювання в твердій фазі на вакуумному прокатному стані ДУО-170 для листової прокатки [3]. Максимальна товщина композитного переходника була обмежена 38–40 мм, що залежало від потужності стану. Це завдає труднощів при приварці до переходників труб різномірних металів та є відступом від затвердженої технологічної документації АЕС ПНАЭ Г-7-008-89.

На основі вивчення літературних джерел по прокату трубчастих заготовок була обґрунтована

можливість модернізації листового стану під прокатку довгомірних перехідників з композиту сталь 20 – 08Х18Н10Т в каліброваних валках.

Методика експерименту. Для зварювання в твердій фазі нержавіюча сталь – сталь 20 використовувався модернізований вакуумний прокатний стан ДУО-170 конструкції ННЦ ХФТІ [4].

Структурні дослідження матеріалів проводили на мікро- й макрошліфах з використанням металографічного комплексу, що складався з мікроскопу GX-51 (OLYMPUS, Японія) та аналізатора зображення IA-32. Мікротвердість складових композитів вимірювали на напівавтоматичному цифровому мікротвердомірі LM-700 AT фірми «LECO» при навантаженнях 25 г. Механічні властивості композитів визначали випробуваннями на зсув та відрив шарів на вакуумній розривній машині зі швидкістю переміщення рухомого захвту 2 мм/хв.

Процеси, що протікають при формуванні і сполученні металів у твердій фазі. Взаємозв'язок між контактуючими твердими тілами й розупорядкуванням на атомному рівні в зоні поверхні розділу досліджено раніше і описано в роботах [5–8]. Однак специфіка процесів на макро- й мікрорівні, що відображає основні умови та закономірності стійкої прокатки металів в залежності від швидкості прокатки, температури і товщини металів, що прокатують, вимагає детального аналізу.

Різнопорідні матеріали, що з'єднуються в твердій фазі, як правило, мають різну пластичність і знаходяться в стані поблизу межі плинності. Відповідно до цього можна сформулювати першу умову, що забезпечує з'єднання різнопорідних металів у твердій фазі: необхідність досягнення умови ковзання одного металу по іншому й, як наслідок, взаємного масопереносу металів через межу з'єднання в процесі прокатки. Міцність межі з'єднання буде залежати від взаємного масопереносу атомів металу з одного матеріалу в інший.

Друга умова полягає в тому, що необхідно, щоб в процесі прокатки був досягнутий достатній по глибині масоперенос різнопорідних приповерхневих атомів металів, що з'єднуються, через границю, що забезпечує міцність з'єднання двох різнопорідних сплавів.

На підставі пластичної течії, нестисливого металу, в каналі валків різного перетину і рівняння Бернуллі, при створенні тиску при прокатці, можна записати першу закономірність плину металу в струмкових валках:

$$\rho_S \frac{v_{1S}^2}{2} + P_{1S} = \rho_S \frac{v_{2S}^2}{2} + P_{2S}, \quad (1)$$

де ρ_{1S} – щільність металу, що прокатують, на вході в валки (перетин S_{1S}) та ρ_{2S} на виході з валків (перетин S_{2S}), а також відповідні їм тиск і швидкість в напрямку прокатки P_{1S} , v_{1S} та P_{2S} , v_{2S} . У рівнянні (1) використано умову $\rho_{1S} = \rho_{2S} = \rho_S$, яка позначає незмінність цільності м'якого металу в процесі прокатки.

Друга закономірність, що забезпечує стійкий процес прокатки – це умова постійної рівності маси металів, що прокатують, в одиницю часу Δt :

$$\rho_S v_{1S} S_{1S} \Delta t = \rho_S v_{2S} S_{2S} \Delta t. \quad (2)$$

З рівнянь (1), (2) випливає $|v_{2S} - v_{1S}| = 2|P_{2S}S_{2S} - P_{1S}S_{1S}|(\rho_S v_{1S} S_{1S})^{-1}$. На виході з валків справедливе співвідношення: $v_{2S} \equiv \omega_S R_S$, де ω_S і R_S – кутова швидкість і ефективний радіус валків більш м'якого металу.

При прокатці різнопорідних металів завжди виконується умова $v_{2S} >> v_{1S}$, тоді

$$\omega_S R_S = 2\sigma_S(T) \varepsilon_S d_S (\rho_S v_{1S} S_{1S})^{-1}, \quad (3)$$

де $\sigma_S(T)$ – межа плинності м'якого металу, що залежить від температури прокатки; ε_S – відносне обтиснення м'якого металу.

З (3) безпосередньо випливає співвідношення між параметрами прокатки різнопорідних металів в струмкових валках:

$$\frac{\omega_H R_H}{\omega_S R_S} = \frac{\sigma_H(T) \varepsilon_H d_H (\rho_S v_{1S} S_{1S})}{\sigma_S(T) \varepsilon_S d_S (\rho_H v_{1H} S_{1H})}, \quad (4)$$

де d_H , d_S – діаметри трубних заготівок твердого та м'якого матеріалу.

Модернізація стану та розробка дослідної технології. Вакуумний прокатний стан ДУО-170, призначений для прокатки листових або плиткових зразків, у процесі розробки дослідної технології одержання трубчатих біметалевих перехідників був модернізований під прокатку трубчатих заготівок. Крім того, було зроблено вибір вихідного сортаменту з вуглецевої сталі 20 та нержавіючої сталі 08Х18Н10Т для одержання достатнього обтиснення в калібрах стана, а також розроблені різні варіанти конструкцій перехідників.

При прокатці біметалевих заготівок принциповою фактором є підбір матеріалу по твердості оболонки та стрижня. Були розглянуті різні схеми прокатки: м'який матеріал (сталі 20) зовні в біметалевій конструкції заготівки або твердий матеріал (типу Х18Н10Т), а також різні способи первісного кріplення поверхонь заготівок, що з'єднуються.

В процесі розробки дослідної технології зовнішня втулка виконувалась з труби сталі 08Х18Н10Т, а внутрішній стрижень зі сталі 20.

Міцність з'єднання складових в біметалах залежить від ряду факторів, які діють на розвиток стадій процесу скріplення, що зароджується при зварюванні в твердій фазі: чистота контактуючих поверхонь, температура, при якій ведеться прокатка, ступінь обтиснення, яку забезпечують калібри, форма заготівки і форма калібрів.

При відпрацюванні технології одержання біметалевих заготівок довгомірних трубчатих перехідників сталі 20 – 08Х18Н10Т прокаткою було досліджено виготовлення трубчатих заготівок в інтервалі температур від 1100 до 1200 °C та з різним ступенем загального обтиснення. Загальна довжи-

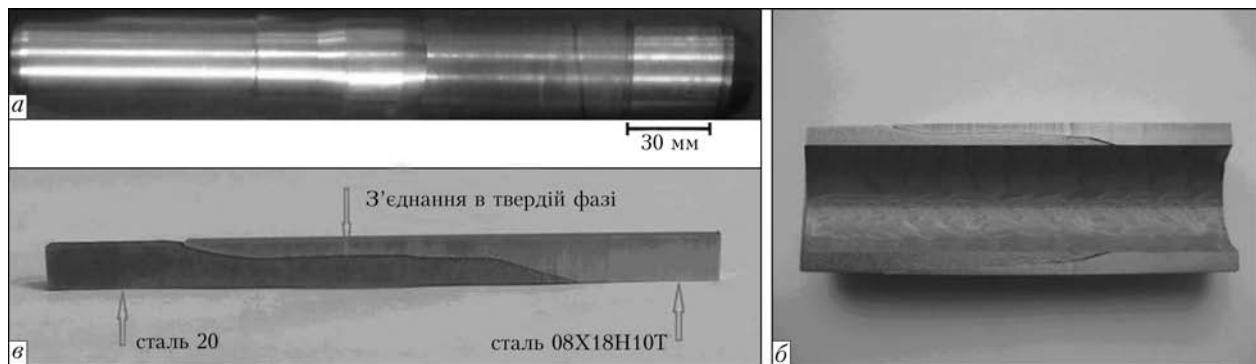


Рис. 1. Зовнішній вигляд заготівок довгомірних трубчатих перехідників сталь 20 – 08Х18Н10Т: а – перед прокаткою в зборі; б – розрізаний трубний перехідник після з'єднання у твердій фазі; в – збільшена ділянка з'єднання в твердій фазі в напуск

на кожної трубної заготівки в зборі становила по 225 мм кожна. Зовнішній вигляд заготівки представлено на рис. 1.

В процесі розробки дослідної технології визначені оптимальні параметри процесу при прокатці в калібрах біметалевих заготівок довгомірних трубчатих елементів: температура 1170 °C; швидкість прокатки 0,03 м/с; вакуум на всьому обсязі стану $1 \cdot 10^{-4}$ – $1 \cdot 10^{-5}$ мм рт. ст.; час прогріву заготівок в печі 70–90 хв.

Дослідження якості довгомірних трубчатих заготівок. Для оцінки якості трубчатих заготівок довгомірних перехідників сталь 20 – 08Х18Н10Т було проведено їх неруйнівний контроль за допомогою ультразвукової дефектоскопії та металографічні дослідження стану межі з'єднання.

Результати ультразвукової дефектоскопії свідчать про відсутність дефектів на межі складових трубчатих зразків сталь 20 – 08Х18Н10Т та свідчить про їх суцільність та гарну якість зварювання.

Металографічний аналіз довгомірних трубчатих елементів проводили на темплетах, вирізаних по діаметру з прокатаних дослідних зразків заготівок біметалевих елементів з низьковуглецевою сталлю з нержавіючою сталлю 08Х18Н10Т.

На макро- та мікророзрізах було досліджено:

1. Протяжність напускного з'єднання в залежності від способу кріплення.

Протяжність границі напускного з'єднання у варіанті щільної посадки збільшується в 1,6 рази (від 25 мм при різьбовому з'єднанні до 40 мм по варіанту щільна посадка) при середній товщині стінки зі сталі 08Х18Н10Т 2,5–3 мм (рис. 1, б).

2. Досліджено наявність або відсутність дефектів на границі у вигляді пор або несуцільностей. За результатами досліджень на границі напускного з'єднання не виявлено ніяких дефектів.

3. Вивчена структура зерен фериту сталі 20 біметалевого перехідника. Розміри зерен на повздовжньому й поперечному шліфі відрізняються несуттєво, що свідчить про малу ступінь деформації, що можливо внаслідок проходження процесів рекристалізації під час охолодження заготівки після прокатки (рис. 2).

Структура нержавіючої сталі в заготівках змінюється від деформованої дрібнозернистої з розмірами зерен від 5 до 15 мкм в заготовки перед прокаткою до крупнозернистої (до 200 мкм) та слабодеформованої. Значне збільшення розмірів зерен порівняно з вихідною можна пояснити зростанням зерен за час нагрівання заготівки в печі під прокатку та відносно незначній деформації при прокатці (16–18 %).

4. Вивчена нерівномірність деформації по складовим довгомірних заготівок.

Для оцінки нерівномірності деформації були обрані методи мікротвердості та структурний метод по локальній пластичній деформації зерен.

Виміри мікротвердості проводили на кожному темплеті вздовж усього напускного сполучення. Останні заміри виконували поблизу кінця сталі 08Х18Н10Т приблизно на відстані 5 мм від закінчення шару сталі.

Для зменшення окислення поверхні вуглецевої сталі в процесі нагрівання під прокатку, а також створенню бар'єру для «вісхідній» дифузії вуглецю в нержавіючу сталь були проведені експерименти з додатковим напиленням тонкого (1–2 км) нікелевого шару на зовнішню поверхню вихідної заготовки з вуглецевоюсталі.

На рис. 2 в дослідних зразках, що виготовлялися по різних варіантах (без прошарку або з прошарком нікелю), в сталі 20 на відстані 60–80 мкм

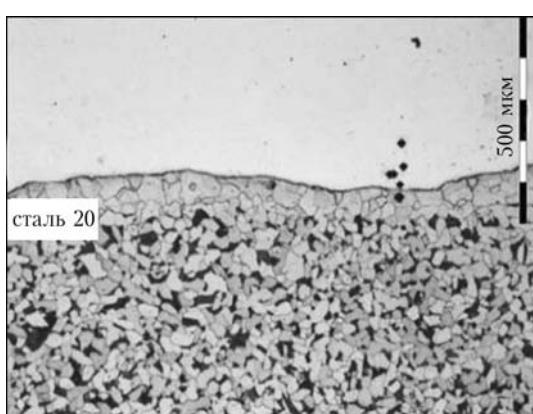


Рис. 2. Структура сталі 20 на межі з'єднання з нержавіючою сталлю 08Х18Н10Т заготівки на повздовжньому шліфі після прокатки

від межі з'єднання виявлені зневуглецевані зони феритних зерен розмірами від 12 до 50 мкм.

На графіках з вимірювання мікротвердості (рис. 3) на межі з'єднання на відстані 35–100 мкм від границі спостерігається підвищена мікротвердість в сталі 08Х18Н10Т мабуть за рахунок «висхідної» дифузії вуглецю зі сталі 20, а далі на всій відстані досліджуваних ділянок вона в середньому не змінюється (рис. 3).

В разі прокатки з нікелевим прошарком значення підвищеної мікротвердості та розмір її зони в нержавіючій сталі значно зменшуються.

Локальна деформація окремих зерен визначалася за формулою: $e = 1 - b/l$, де b — ширина окремих зерен в поперечнику, а l — довжина тих зерен уздовж напрямку прокатки.

У результаті аналізу було визначено середні розміри зерен біля границі: ширина $b = 81$ мкм, довжина $l = 90$ мкм, розрахована за формулою деформація становить 10 %; далеко від границі: ширина $b = 59$ мкм, довжина $l = 76$ мкм і розрахована деформація зерен фериту становить $\approx 20\%$. Якщо розраховувати деформацію по окремих найбільш витягнутих в напрямку прокатки зернах, то їх локальна деформація змінюється від 10 до 45 %. На складовій з нержавіючої сталі зробити такі вимірювання неможливо, зважаючи на значний й неоднорідний згорт зерен.

Механічні властивості композиційного матеріалу. Дослідження міцності межі з'єднання довгомірних трубчатих елементів проводили на дослідних зразках, що вирізали з заготовок після прокатки. Заготовки були розрізані по діаметру вздовж протяжності напускного з'єднання та розрізані на пласкі зразки розмірами 0,8×6×30 мм в зоні твердо-досплавного з'єднання (рис. 1, в), а також розрізали по складовим сталі 20 і сталі 08Х18Н10Т. Після випробувань на статичне розтягування було встановлено, що сталь 20 після прокатки довгомірного трубчастого перехідника має міцність 450–460 МПа, а сталь 08Х18Н10Т — 650 МПа.

Визначити міцність твердофазного з'єднання довгомірного перехідника шляхом випробувань на статичне розтягування виявилось досить важко (ширина нержавіючої сталі в центральній зоні з'єднання становить $\approx 2,5$ мм). Найбільш прийнятним виявився метод визначення міцності при зсуви. Даний метод зазвичай застосовується для визначення статичної міцності при зсуви клейових з'єднань листових матеріалів (ISO 4587–2003, ГОСТ 14759–69). Суть методу полягає у визначені руйнівної сили при розтягуванні зразка, що склеєний в напуску, зусиллями, що прагнуть зрушити одну половину зразка щодо іншої. У нашому випадку роль kleю виконує з'єднання в твердій фазі. Міцність з'єднання при зсуви визначається величиною руйнівного напруження $t_b = P_b/F$, де P_b — руйнівне навантаження; F — площа напустки.

Для формування робочої частини (напустки) перпендикулярно зоні твердофазного з'єднання робилися надрізи з одного боку по сталі 20 до нержавіючої сталі, а з іншого — по нержавіючої

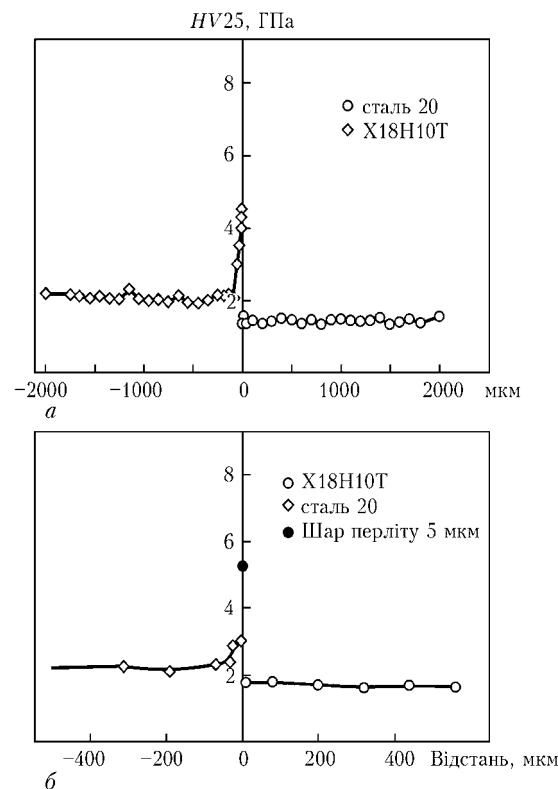


Рис. 3. Графіки мікротвердості біметалевих зразків на границі з'єднання сталі 20 зі сталлю 08Х18Н10Т в двох різних варіантах прокатки: без прошарку (а) та з прошарком нікелю (б) вздовж напускного з'єднання в твердій фазі

сталі до сталі 20. Для випробувань зразок вирізували із середньої частини напускного з'єднання. Довжина робочої частини твердофазного з'єднання вибиралася так, щоб при випробуваннях не проходило руйнування по сталі 20 або нержавіючій сталі в місцях надрізів. Руйнування твердофазного зразку відбувається по сталі 20. Зона з'єднання більш міцна, таким чином межа міцності довгомірного перехідника сталь 20 — 08Х18Н10Т при зсуви визначається міцністю стали 20 і становить 285 МПа.

Висновки

1. В процесі розробки дослідної технології визначені оптимальні параметри процесу прокатки в калібрах біметалевих заготовок довгомірних трубчатих елементів температура 1170 °C; швидкість прокатки 0,03 м/с; вакуум на всьому обсязі стану $1 \cdot 10^{-4}$ – $1 \cdot 10^{-5}$ мм рт. ст.; час прогріву заготовок в печі 70–90 хв.

2. Металографічним та ультразвуковим методами аналізу на виготовлених заготовках виявлено границя з'єднання складових без наявності будь-яких дефектів у вигляді пор та непроварів.

3. Як свідчать експериментальні дані при прокатці за температури 1170 °C та швидкості прокатки 0,03 м/с можливо отримувати якісне з'єднання складових біметалу в твердій фазі по щільній посадці без застосування додаткової фіксації аргонодуговим зварюванням.

4. За результатами експериментальних даних та технологічністю у підготовці заготовок до прокатки рекомендовано вибрати для подальших дослідів варіант щільної посадки, який забезпечує більшу протяжність границі напускного з'єднання та значно спрощує механічну обробку заготовки до прокатки.

5. В разі застосування бар'єрного шару нікелю для стримування «вихідної» дифузії вуглецю зі сталі 20 до сталі 08Х18Н10Т можливо значно зменшити підвищенну твердість на межі з'єднання як за значеннями, так і за розмірами зони.

1. Земзин В.Н. Сварные соединения разнородных сталей // Сварка и свариваемые материалы. — М.: Металлургия, 1991. — Т. 1. — С. 422–442.
2. Химическая неоднородность в зоне сплавления сварных соединений сталей перлитного класса с аустенитными швами / В.И. Кабацкий, В.М. Кирьяков, Г.Й. Парфессо И.Я. Дзыкович // Автомат. сварка. — 1989. — № 10. — С. 33–36.

3. Створення композиційних переходників із матеріалів сталь 20, сталь 08Х18Н10Т, виготовлених з'єднанням у твердій фазі, для підвищення ресурсу та надійності роботи трубопроводів АЕС / И.М. Неклюдов, Б.В. Борц, А.Т. Лопата та ін. // Наука та інновації. — 2009. — № 1. — С. 44–49.
4. Вакуумный прокатный стан / В.М. Амоненко, А.С. Тронь, В.В. Мухин, В.А. Тараков // Сталь. — 1960. — № 10. — С. 920–922.
5. Борц Б.В. Создание композиционных материалов методом горячей прокатки в вакууме // Вопросы атомной науки и техники. Серия «Физика радиационных повреждений и радиационное материаловедение». — 2009. — № 93, № 2. — С. 128–134.
6. Evangelakis G.A., Pontikis V. Molecular dynamics study of Pb-substituted Cu(100) surface layers // J. of Alloys and Compounds. — 2008. — № 7. — Р. 221–227.
7. Danesh Manesh H.A., Karimi Taheri. An investigation of deformation behavior and bonding strength of bimetal strip during rolling // Mechanics of Materials. — 2005. — № 37. — Р. 531–542.
8. Гостомельский В.С., Ройтбурд А.Л. Дислокационный массоперенос вблизи границы раздела разнородных материалов при их пластической деформации // Доклады АН СССР. — 1986. — № 288, № 2. — С. 366–369.

ПРОЕКТ 4.3

Розробка методів визначення характеристик тріщиностійкості труб зі сплавів цирконію й оцінка їхнього робочого ресурсу

УДК 621.039.53:669.296

РОЗРОБКА МЕТОДІВ ВИЗНАЧЕННЯ ХАРАКТЕРИСТИК ТРИЩИНОСТІЙКОСТІ ТОНКОСТІННИХ ТВЕЛЬНИХ ТРУБ ЗІ СПЛАВІВ ЦИРКОНІЮ

Чл.-кор. НАН України **В.М. ВОЄВОДИН, П.І. СТОЄВ**, д-р фіз.-мат. наук, **М.А. ТИХОНОВСЬКИЙ, П.М. В'ЮГОВ,** **О.М. ВЕЛИКОДНИЙ**, кандидати фіз.-мат. наук, **В.М. ГРИЦИНА**, наук. співбр., **Н.Ф. АНДРІЄВСЬКА,** **О.А. ЄФІМОВ**, керівники групи, **А.І. МАЗІН, В.А. ПАНОВ**, інженери (ННІЦ «Харківський фізико-технічний інститут» НАН України)

Розроблено два методи визначення характеристик тріщиностійкості тонкостінних твельних труб із цирконієвих сплавів. Перший метод використовує внутрішній тиск для навантаження оболонки твела зі спеціально створеним гострим надрізом, а момент початку руху тріщини реєструється за допомогою акустичної емісії. Другий метод використовує позацентрове розтягування для навантаження зразка оболонки твела, в якому створено два гострі надрізи, а момент старту тріщини фіксується спеціально розробленим тензометричним датчиком розкриття тріщини. Проведено дослідження з обґрунтування застосування експериментальних і розрахункових процедур для визначення тріщиностійкості твельних оболонок. Розроблено й виготовлено пристосування для створення стенда для випробувань, пристрій для створення гострих надрізів на поверхні зразків з твельних труб та реєстрації початку руху тріщини. З використанням розроблених методів проведено порівняльні випробування характеристик тріщиностійкості тонкостінних твельних труб українського виробництва.

Ключові слова: характеристики тріщиностійкості, в'язкість руйнування, критичний коефіцієнт інтенсивності навантаження, сплави цирконію, твельні труби

Твельні труби (оболонки) із цирконієвих сплавів є важливими елементами тепловидільних збірок (ТВЗ) ядерних енергетичних реакторів [1]. До твельів ядерних реакторів висувають високі вимоги

щодо надійності, пов'язані з необхідністю забезпечення ядерної безпеки. Найбільш відповідальними частинами ТВЗ є оболонкові труби. Оболонці відводиться одна з основних ролей, оскільки вона є розділовим бар'єром між паливом і теплоносієм. Оболонки твельів вже і сьогодні працюють в складних умовах дії температури, радіації, корозійного

середовища і напруження. При нових експлуатаційних режимах роботи реакторів, що повинні забезпечити підвищений термін експлуатації ТВЗ та збільшити ступінь вигорання ядерного палива, значно підвищується небезпека пошкодження і руйнування оболонок твелів [2, 3]. Внаслідок цього матеріал оболонок твелів повинен мати комплекс високих властивостей в температурному інтервалі від кімнатної до робочої ($320\text{--}380^{\circ}\text{C}$) і до 1200°C в екстремальних ситуаціях, а також задовільнити численним вимогам, основні з яких: висока корозійна стійкість і стійкість до радіаційного підвищення, мінімальна швидкість повзучості, висока тривала міцність і опір руйнуванню.

Збільшення ресурсу твелів реактора, яке безпосередньо пов'язане з підвищенням опору руйнуванню цирконієвих матеріалів, є однією з найважливіших технологічних і експлуатаційних властивостей цирконієвих сплавів, що забезпечує надійність твелів та інших елементів конструкції [4].

Процес корозійного руйнування під напруженням оболонок твелів пов'язаний з утворенням тріщин на внутрішній поверхні труб при одночасній дії на них механічного напруження, що виникає через радіаційне підвищення пального і йоду, який виділяється із пального як один з продуктів реакції поділу. Тріщини розвиваються по товщині стінки трубки аж до їх виходу на поверхню.

Утворення наскрізних тріщин призводить до розгерметизації оболонок твелів. Крім того, вони стають більш крихкими через високотемпературне окиснення і можуть руйнуватися при охолодженні через термічне напруження (термоудар), а також при динамічних навантаженнях, що виникають при вивантаженні твелів з активної зони реактора, їх транспортуванні й розміщенні в сховищі.

Одним з найважливіших параметрів (які визначаються експериментально), що характеризують здатність матеріалу чинити опір розповсюдженю наявних в ньому тріщин є тріщиностійкість. Питання стійкості конструкції за наявності в ній тріщини розглядає механіка руйнування, основна теза якої полягає в тому, що в деталях і конструкціях неминуче присутні зародки тріщин. Для оцінювання надійності конструкції необхідно визначити опір матеріалу розповсюдженю тріщини шляхом встановлення зв'язку між полем напруження, що виникає на кінчику тріщини, і прикладеним напруженням, а також властивостями матеріалу і характерним розміром дефекту. Механіка руйнування дозволяє розрахувати максимально допустимий розмір тріщини, який здатна витримати конструкція з даного матеріалу за певних умов експлуатації. Для цього визначають опір матеріалу розповсюдженю тріщини (тріщиностійкість), використовуючи низку критеріїв [5–7].

Застосування лінійної механіки руйнування обмежене умовою, що тріщини повинні розвиватися за умов пружної деформації, тобто поза ефективною довжиною тріщини матеріал має бути наван-

тажений пружно. У вершині тріщини мають бути створені умови плоскої деформації й значення пластичної зони перед вершиною тріщини має бути значно менше розміру зразків для випробувань.

У чинних американських й англійських стандартах методи оцінювання в'язкості руйнування дуже трудомісткі, особливо при визначенні в'язкості руйнування пластичних матеріалів. У літературі до сьогодні відсутні надійні експериментальні дані значень K_{1c} для таких важливих конструкційних матеріалів, як низько- і середньовуглецева сталь, алюмінієві сплави і так далі, тому що для забезпечення умов плоскої деформації, необхідних для визначення в'язкості руйнування, потрібні випробування зразків великих розмірів.

Ще складніша ситуація зі станом методів оцінювання тріщиностійкості тонкостінних конструкційних матеріалів. Оскільки для тонкостінних виробів із пластичних цирконієвих сплавів не використовуються умови плоскої деформації, то на даний час відсутні взаємоузгоджені стандарти, які потрібно використовувати при випробуваннях цих матеріалів. Тому в різних країнах розроблено спеціальні методи випробувань визначення характеристик тріщиностійкості [8], які використовують різні види і швидкості навантаження при випробуваннях, різні форми і розміри зразків та тріщин, які в них створені тощо.

У табл. 1 наведено методи, що використовують у різних країнах для визначення тріщиностійкості тонкостінних оболонок із цирконієвих сплавів. З таблиці видно, що в Україні відсутні методи визначення характеристик тріщиностійкості тонкостінних твельних оболонок.

Тому метою даної роботи є створення методів визначення характеристик тріщиностійкості твельних оболонок; проведення досліджень з обґрунтування застосування експериментальних і розрахункових процедур цих методів та створення випробувального стенда; проведення випробувань для визначення характеристик тріщиностійкості тонкостінних твельних труб із цирконієвих матеріалів українського виробництва.

Метод визначення характеристик тріщиностійкості твельних оболонок з використанням навантаження внутрішнім тиском. За основу розробленого методу (М1) визначення характеристик тріщиностійкості обрано навантаження внутрішнім тиском оболонки твела зі спеціально виготовленим гострим надрізом і реєстрацією початку розповсюдження тріщини за допомогою методу акустичної емісії (АЕ). Блок-схему вимірювальної установки для визначення тріщиностійкості твельної оболонки наведено на рис. 1. Рівномірне всебічне стискування у твельній оболонці досягається шляхом стискання в середині трубки 1 вставки 2 з пластичного металу або пластика. Зовнішній вигляд зразка, фторопластових вставок, стискаючих пuhanсонів наведено на рис. 2.

РЕСУРС

Таблиця 1. Методи визначення тріщиностійкості твельних оболонок [8]

Країна	Методика	Напрям навантаження	Напрям розповсюдження тріщини
Триточковий згин			
США	VEC	Тангенціальне розтягування	Уздовж осі
Японія	3PB	»	»
Розтягування			
Японія	NCT	Тангенціальне розтягування	Уздовж осі
Швеція	PLT	»	»
Тайвань	X-Specimen	»	»
Швейцарія	DENT	»	»
Інші методи			
Франція	ICM	Кільцеве розтягування	Уздовж осі
Норвегія	BT	»	»
Росія	PC	Тангенціальне розтягування	»
Росія	BHT	Кільцеве розтягування	Радіально/уздовж осі
Україна	BTT	Тангенціальне розтягування	»

Примітка. PLT — Pin-Loaded Tension, VEC — Vallecitos Embedded Charpy, ICM — Internal Conical Mandrel, DENT — Double-Edge Notched Tension, BT — Burst Test, 3PB — 3 Point Bend, NCT — New Compact Tension, PC — розгортання в смугу, BHT — внутрішній тиск, BTT — випробування трекс-труби.

Для проведення випробувань за цим методом був створений лабораторний випробувальний стенд. Були виготовлені всі необхідні пристосування для створення надрізів у зразку, проведення навантаження зразків внутрішнім тиском і реєстрації початку руху тріщини за допомогою методу АЕ. Важливе значення в одержанні достовірних і відтворювальних результатів експерименту має процедура створення тріщини та такі її параметри, як радіус у вершині створеної тріщини та довжина. Наскірні надрізи на зразку завширшки 0,2–0,5 мм і завтовшки 3–8 мм виготовляли різними способами. Була змонтована установка із прецизійним оптичним юстируванням і регулюванням переміщень, що дозволило створювати тріщини стандартними інструментами: металевими фрезами малого діаметра і товщини (32×0,2 мм), керамічними дисками і дисками з діамантовим покриттям (20×0,2 мм). Була проведена модернізація електроіскрового різального верстата, що дозволило виготовляти (пропалювати) тріщини на оболонках нерухомим катодом. У даній роботі надрізи виготовляли катодами завширшки 0,2–0,25 мм та завтовшки 3–4,5 мм. Виготовлені були також надрі-

зи завширшки 0,1 мм на твельній трубі за допомогою лазера.

Після виготовлення і збирання всіх пристосувань та пристрій випробувального стенді були проведені випробування твельних труб із цирконієвого сплаву Zr-1 % Nb українського виробництва [9] для перевірки роботоздатності обладнання і методу випробування. Перші пробні випробування проводили на зразках, виготовлених з вихідних заводських твельних труб, тому додатковим термічним і механічним обробкам перед випробуваннями вони не піддавалися. Фторопластову вставку поміщали у середину зразка, який закривався з обох боків пuhanсонами. Потім до зразка монтували хвилевід, до якого прикріпляли датчик АЕ за допомогою спеціального мастила для забезпечення якісного акустичного контакту. Змонтовану збірку розміщували між захватами випробувальної машини і проводили при кімнатній температурі стиснення зі швидкістю 0,1 мм/хв із

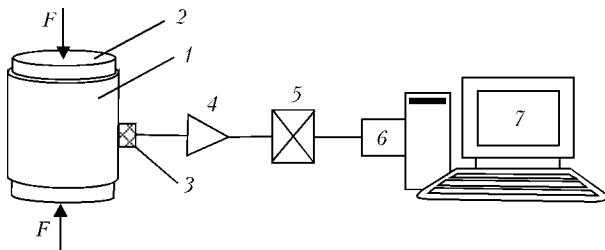


Рис. 1. Блок-схема вимірювальної установки для визначення тріщиностійкості: 1 — твельна трубка; 2 — фторопластова вставка; 3 — акустичний хвилевід; 4 — п'єзокерамічний датчик АЕ; 5 — підсилювач сигналів АЕ; 6 — плата вводу-виводу даних; 7 — комп’ютер



Рис. 2. Зовнішній вигляд зразка (1), фторопластової вставки (2), стискаючих пuhanсонів (3), хвилеводу (4) і датчика АЕ (5)



Рис. 3. Зовнішній вигляд збірки (зразок, пuhanсони, хвилевід, датчик AE) перед випробуванням

синхронізованими за часом реєстрацією на ЕОМ діаграм «навантаження–переміщення» і активності АЕ (рис. 3).

Характерний вид кривих механічних і акустичних параметрів, які реєстрували в процесі випробування, наведено на рис. 4. Добре видно, що початок розповсюдження тріщини супроводжується стрибкоподібним зниженням навантаження і різким зростанням активності сигналів АЕ.

Для випробуваних зразків твельних труб із цирконієвого сплаву Zr–1 % Nb розраховано тріщиностійкість: $K_{1C} = 75,5 \pm 0,8 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$, а J_C -інтеграл — $56,2 \pm 0,25 \text{ кДж}/\text{м}^2$. Ці значення мають добре зіставлення з наведеними у літературі значеннями тріщиностійкості російського твельного цирконієвого сплаву Э110, який має близький склад і механічні властивості з українським цирконієвим сплавом Zr–1 % Nb [9].

Метод визначення характеристик тріщиностійкості твельних оболонок з використанням позацентрового розтягування. Для порівняння і на-

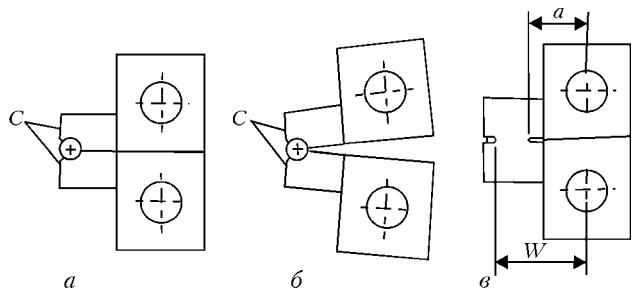


Рис. 5. Схема форми захватів, випробування розтягуванням і кріплення зразка: *а* – вузол кріплення і навантаження зразка; *б* – принцип позацентрового навантаження; *в* – вузол кріплення із зразком для випробування

дійнішого визначення твельних труб розроблено ще один метод визначення характеристик тріщиностійкості твельних трубок (М2). Як прототип був використаний шведський метод PLT (див. табл. 1) [8]. Підставою для вибору був той факт, що при випробуванні зразка за цим методом імітуються умови позацентрового розтягування. На рис. 5 наведено схему пристосування для кріплення зразка і випробування за цим методом.

Без змін використовувати шведський метод визначення тріщиностійкості не можна через велику різницю внутрішніх діаметрів шведських і українських твельних трубок (13,0 і 7,85 мм відповідно), що вимагає суттєвих змін в конструкції вузлів кріплення зразка, розтяжних елементів і датчика, який реєструє розкриття тріщини. Невеликий внутрішній діаметр української твельної трубки приводив до того, що елементи вузла кріплення і навантаження зразка мали бути ще меншого діаметра. Навантажувальна тяга має довжину 14 мм і перетин близько 20 mm^2 , тоді як тяга за шведським методом має перетин 85 mm^2 (при цьому слід враховувати, що товщина стінок твельних трубок приблизно однаакова). Висока міцність і пластичність сплаву Zr–1 % Nb, з якого виготовляють твельні трубки, приводила до сильного вигину або руйнування вузла навантаження в процесі випробування зразка. Тому для виготовлення пристрій для випробувань застосовували спеціальні високо-міцні сталі, які додатково піддавали спеціальній

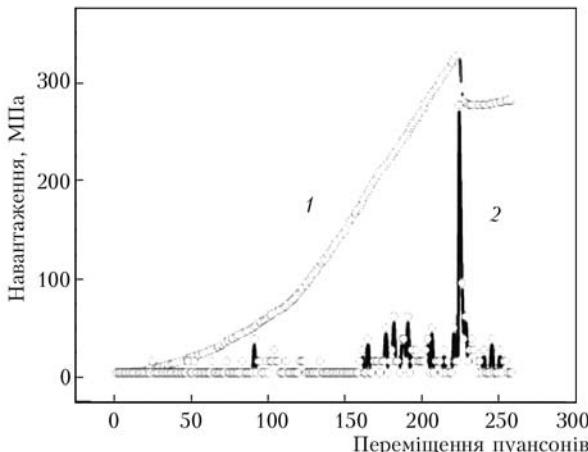


Рис. 4. Залежність стискаючого навантаження (1) і активності сигналів АЕ (2) від переміщення пuhanсонів в процесі випробування

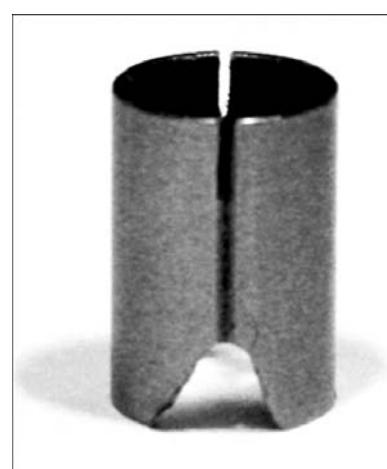


Рис. 6. Зовнішній вигляд зразків твельних труб із сплаву Zr–1 % Nb для випробування на тріщиностійкість

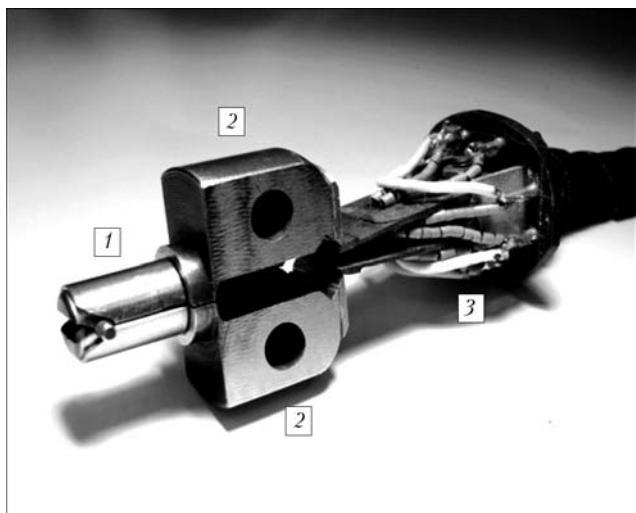


Рис. 7. Зовнішній вигляд кріпильного вузла із зразком, фіксатором і датчиком розкриття тріщини: 1 — зразок; 2 — оправка кріпильного вузла; 3 — датчик розкриття тріщини

термообробці. Крім того, виникла потреба проведення додаткових досліджень особливостей, що виникають при проведенні випробувань на позацентрове розтягування при зменшенні розмірів зразка та радіуса його кривизни. Аналізували також вплив параметрів випробувань і форми зразків на геометричну стійкість поверхні твельної трубки і необхідну спрямованість розповсюдження тріщини в зразку.

На попередній стадії розробки методику були проведені випробування плоских і радіальних зразків (різної товщини і форми) на позацентрове розтягування. Для цього виготовляли зразки з листа алюмінієвого сплаву, випрямленої в смужку твельної трубки і оболонкової труби (діаметр 88,0 мм). Проведені дослідження дозволили зробити висновок про можливість застосування випробувань на позацентрове розтягування зразків з тонкостінних

твельних трубок для визначення їх характеристик тріщиностійкості та вибрати розмір і форму зразків режими їх випробувань.

Зразком для випробувань на позацентрове розтягування слугувала твельна трубка внутрішнім діаметром 7,85 мм і завдовжки 13 мм (рис. 6). На протилежних торцях трубки уздовж осі трубки робили два механічні надрізи і два надрізи на електроерозійному верстаті. На одному торці трубки конусний надріз (механічний) мав радіус 0,5 мм і довжину 3 мм. Радіус і положення механічного вирізу мають велике значення при виготовленні зразка, тому що, з одного боку, надріз є місцем фіксації зразка на вузлі кріплення (шпилькою діаметром 1 мм) від сповзання при випробуваннях, а з другого, віссю обертання верхньої й нижньої частини зразка при розтягуванні. На протилежному кінці зразка на електроерозійних верстатах роблять надрізи шириною 0,25 мм і завдовжки від 4 до 7 мм.

Зразок монтується в оправку випробувального вузла розтяжного пристрою (рис. 7). Зовнішній вигляд пристрію для визначення характеристик тріщиностійкості тонких трубчастих зразків наведено на рис. 8.

Перед випробуванням дві половинки оправки з'єднують і на циліндрові частини монтують зразок і фіксують його штифтом (який виконує роль осі для радіального переміщення двох частинок оправки та утримувального пристрою від зсуву зразка на оправці) і проводять випробування на позацентрове розтягування.

Для проведення випробувань на тріщиностійкість при статичному навантаженні використовували універсалну випробувальну машину 1958-У10-1. Зразок твельної трубки в стані постачання деформувався при кімнатній температурі зі швид-

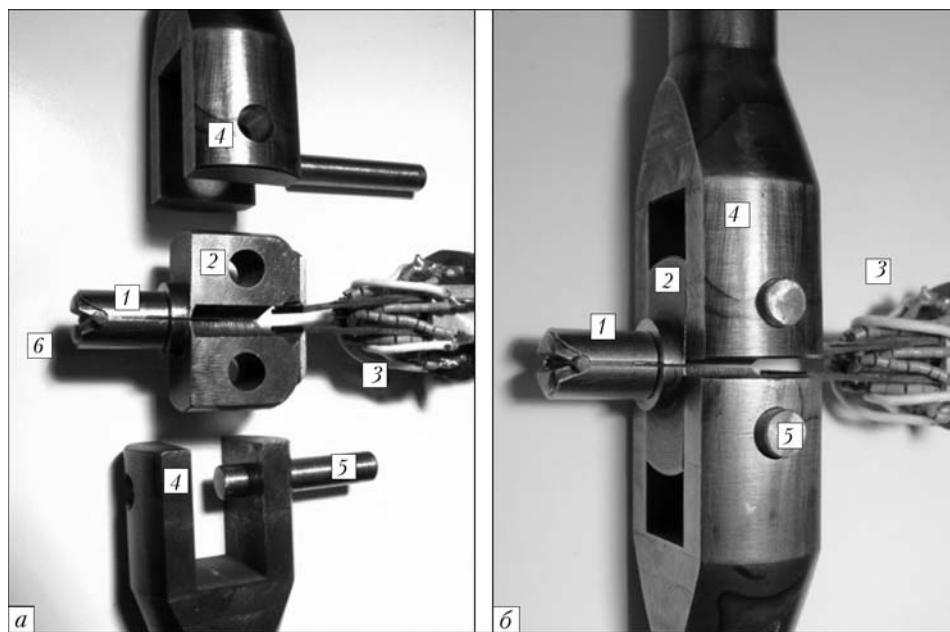


Рис. 8. Пристроєві пристосування для проведення випробувань (а) та зразок в пристрії перед випробуванням (б): 1 — зразок; 2 — кріпильна оправка; 3 — датчик розкриття тріщини; 4 — тяга розтяжного пристрію; 5 — кріпильні шпильки

Таблиця 2. Характеристики тріщиностійкості твельних труб із сплавів Zr-1 % Nb і Э110

Параметр	Випрямлена смужка твельна трубка Zr-1 % Nb	Канальна труба Zr-2,5 % Nb	Твельна трубка, виготовлена		
			Zr-1 % Nb (M1)	Zr-1 % Nb (M2)	зі сплаву Э110 [10]
K_{1C} , МПа·м ^{1/2}	74–80	65–75	75–80	76–82	81–85
K_{1C} , кг/мм ^{3/2}	235–255	210–240	240–255	245–265	260–275
J_C , кДж/м ²	53–61	42–55	54–62	56–64	63–70

кістю 0,5 мм/хв. Під час випробувань використовували два двокоординатні самописні потенціометри ЛКД4-003: перший записував діаграму «зусилля—переміщення траверси випробувальної машини», другий, — «зусилля—роздріблення тріщини». Зміщення берегів тріщини реєстрували спеціально виготовленим датчиком. Цей датчик заздалегідь тарувався з використанням високоточних індикаторів зміщення годинникового типу.

За реєстрованими при випробуванні діаграмами визначали зусилля, що відповідали моменту нестійкості тріщини. З цих даних отримували залежність пружної деформації від довжини початкової тріщини. Дані цієї залежності необхідні для аналітичного розрахунку енергії деформації G , J -інтеграла і критичного коефіцієнта інтенсивності напруги K_{1C} .

Для перевірки працездатності описаного методу (M2) проведено випробування пробної партії зразків, визначені характеристики тріщиностійкості тонкостінних твельних трубок в стані постачання при кімнатній температурі. Дані зіставлені з результатами, отриманими за методом внутрішнього тиску (M1) і літературними даними щодо сплаву Э110. Дані цих випробувань наведено в табл. 2. З таблиці видно, що значення тріщиностійкості, які одержані за двома розробленими нами методами (M1, M2), близькі і добре узгоджуються з даними, одержаними в Російській Федерації [10] для твельних труб, виготовлених із сплаву Э110.

Висновки

1. Проаналізовано метод випробування твельних цирконієвих труб на тріщиностійкість, що використовуються в різних країнах. Показано, що через суттєві складності визначення характеристик тріщиностійкості для тонкостінних пластичних матеріалів кожна країна розробляє свої унікальні методи проведення випробувань і методів розрахунку. Встановлено, що на даний час в Україні відсутні методи визначення характеристик тріщи-

ностійкості тонкостінних твельних труб із цирконієвих матеріалів.

2. Розроблено два методи визначення характеристик тріщиностійкості твельних цирконієвих труб, заснованих на навантаженні зразків труб з гострим надрізом внутрішнім тиском і визначенням моменту старту тріщини з вимірюванням параметрів AE та на позацентровому розтягуванні зразків труб з гострим надрізом і визначенням моменту старту тріщини за свідченнями тензометричного датчика розкриття тріщини.

3. Проведено порівняльні випробування щодо визначення характеристик тріщиностійкості тонкостінних твельних труб українського виробництва з використанням розроблених методів.

1. Займовский А.С., Никулина А.В., Решетников Н.Г. Циркониевые сплавы в атомной энергетике. — М.: Энергоиздат, 1981. — 232 с.
2. Ползучесть оболочек твэлов из циркониевых сплавов / П.П. Маркелов, А.А. Никулина, М.М. Перегут и др. — ВНИИМ. — Препр. — М., 1978. — 135 с.
3. Никулин С.А., Рожнов А.Б. Коррозионное растрескивание циркониевых оболочечных труб // Металловедение и терм. обработка мет. — 2005. — № 2. — С. 31–39.
4. Никулин С.А., Рожнов А.Б., Бабукин А.В. Структура и сопротивление разрушению циркониевых сплавов для атомной энергетики // Там же. — 2005. — № 5. — С. 8–17.
5. Вязкость разрушения высокопрочных материалов: Пер. с англ. под ред. М.Л. Бернштейна. — М.: Металлургия, 1973. — 304 с.
6. Панасюк В.В. Предельное равновесие хрупких тел с трещинами. — Київ: Наук. думка, 1968. — 246 с.
7. Броун У., Сроуї Дж. Испытания материалов на вязкость разрушения при плоской деформации: Пер. с англ. под ред. В.А. Дроздовского, Е.М. Морозова. — М.: Мир, 1972. — 248 с.
8. Round-robin testing of fracture toughness characteristics of thin-walled tubing / S.K. Yagnik, N. Ramasubramanian, Grigoriev et al. // J. ASTM Intern. — 2008. — 5(2). — P. 1–21.
9. Виробництво партії трубних заготовок трекс-труб та виготовлення дослідно-промислової партії твельних труб зі сплаву Zr-Nb із вітчизняної сировини / В.М. Ажака, Б.В. Борі, І.М. Бутенко та ін. // Наука та інновація. — 2006. — 2, № 6. — С. 18–30.
10. Методы оценки пластичности и трещиностойкости циркониевых сплавов / С.А. Никулин, В.Г. Ханжин, А.Б. Рожнов, В.А. Белов // Материалы 5 науч.-практ. конф. материаловедческих обществ России «Цирконий: металлургия, свойства, применение», 24–28 ноябр. 2008, Ершово, 2008. — С. 108.

ПРОЕКТ 4.4

Підвищення ресурсу і надійності старіючого устаткування першого контуру АЕС з реакторами ВВЕР-1000 шляхом оптимізації водно-хімічного режиму

УДК 620.193:669.018.8

ПІДВИЩЕННЯ РЕСУРСУ І НАДІЙНОСТІ СТАРІЮЧОГО УСТАТКУВАННЯ ПЕРШОГО КОНТУРУ АЕС З РЕАКТОРАМИ ВВЕР-1000 ШЛЯХОМ ОПТИМІЗАЦІЇ ВОДНО-ХІМІЧНОГО РЕЖИМУ

В.С. КРАСНОРУЦЬКИЙ, канд. фіз.-мат. наук, **В.М. ГРИЦИНА**, **І.А. ПЕТЕЛЬГУЗОВ**, канд. техн. наук,
В.А. ЗУЙОК, **М.В. ТРЕТЬЯКОВ**, **Р.О. РУДЬ**, інженери

(Науково-технічний комплекс «Ядерний паливний цикл» ННЦ «Харківський фізико-технічний інститут»)

Систематизовано дані з основних напрямків оптимізації ВХР-1 для зарубіжних реакторів PWR і коротко розглянуто можливість і очікувана ефективність їхнього застосування на українських АЕС. Розглянуто такі напрямки оптимізації ВХР-1: перехід на дозування газоподібного водню замість аміаку, дозування цинку, застосування борної кислоти, збагаченої по ізотопу ^{10}B . Проведено дослідження впливу цинку на корозійну поведінку нержавіючих сталей і матеріалів оболонок твілів реакторів ВВЕР.

Ключові слова: водно-хімічний режим, нержавіючі сталі, корозія, цинк

Водно-хімічний режим (ВХР) першого контуру АЕС є одним з найважливіших факторів, що впливає на її надійну, економічну та безпечну експлуатацію. Водна хімія відіграє важливу роль при пе-ребігу процесів рівномірної й ерозійної корозії, корозійного розтріскування під напругою нержавіючих сталей, перенесення активованих продуктів корозії по контуру та їх осадження на внутрішніх поверхнях устаткування та паливі [1]. З часу введення в експлуатацію перших блоків АЕС і до сьогодні залишається актуальною проблема створення і підтримки таких фізико-хімічних властивостей теплоносія, які б знижували прояв небажаних корозійних явищ. Для розв'язання цієї проблеми в Росії, Україні та зарубіжних країнах проводиться велика науково-дослідна робота з хімії теплоносіїв і дослідження корозійних процесів на конструкційних матеріалах реакторів ВВЕР.

Враховуючи світові тенденції, спрямовані на збільшення глибини вигоряння і подовження терміну роботи палива, а також прагнення до зниження кількості радіоактивних відходів (РАВ), стає актуальним питання про необхідність оптимізації ВХР-1 на українських АЕС. В літературі й на робочих нарадах з ВХР багаторазово відзначалася необхідність впровадження на АЕС з ВВЕР позитивної практики вдосконалення ВХР-1, яка успішно застосовується на АЕС з PWR [1].

ВХР-1 на українських АЕС. В українських реакторах ВВЕР-1000 застосовується аміачно-каліє-

вий слабколужний ВХР першого контуру [2], що забезпечує стабільне ведення ВХР-1 і виконує покладені на нього функції з:

- придушення утворення окислювальних продуктів радіолізу;
- забезпечення проектної корозійної стійкості конструкційних матеріалів і тепловиділяючої збірки як виробництва ПК «ТВЕЛ», так і виробництва компанії «Westinghouse»;
- мінімізації кількості відкладень на поверхнях ТВЗ і ПГ;
- мінімізації накопичення активованих продуктів корозії на поверхнях устаткування першого контуру в обсягах, рівних або близьких до ВХР-1 АЕС з PWR.

За нормованими показниками: концентрацією хлоридів, фторидів, розчиненого кисню і водню, за сумою лужних металів, — за весь час виконання проекту не було значних виходів за межі дозволених значень. Відхилення показників якості теплоносія від встановлених норм були в межах першого рівня дії і усувалися протягом встановленого часу [2].

Однією з основних проблем ВХР-1 ВВЕР можна вважати значні витрати хімічних реагентів, що призводить до утворення великих обсягів РАВ. На українських АЕС кількість РАВ практично на порядок вище, ніж на АЕС з PWR. Це значною мірою зумовлено особливостями ведення ВХР-1, пов'язаними із застосуванням аміаку, регенерацією смол, великими кількостями борної кислоти, відсутністю захисту ємностей від кисню тощо.

Зі збільшенням терміну експлуатації АЕС та-
кож виникає проблема збільшення потужності до-
зи від устаткування першого контуру. Наприклад,
середня потужність дози в гарячих колекторах ПГ
для енергоблока ЗАЕС-5 протягом 2001–2006 рр.
збільшилася в 3,4 раза (з 4,5 до 15,4 мЗв/р). У
зв'язку з цим виникає необхідність реалізації за-
ходів щодо зниження, або як мінімум стабілізації
потужності дози від обладнання першого контуру.

Виходячи з досвіду вдосконалення ВХР-1 на
західних PWR, зменшення кількості РАВ та по-
тужності дози опромінення може бути досягнуте
шляхом оптимізації ВХР-1 ВВЕР за такими ос-
новними напрямками [3]: переход на дозування
газоподібного водню замість аміаку; дозування
цинку; застосування збагаченої по ізотопу ^{10}B бор-
ної кислоти.

Однак реалізація лише одного напрямку для
реакторів ВВЕР, що зістарюються, не дозволить
досягти бажаного ефекту. Рішення полягає в за-
стосуванні комплексного підходу, який приведе до
значного зниження кількості РАВ і вимагає послі-
довного впровадження таких заходів, як дозуван-
ня газоподібного водню замість дозування аміаку
в перший контур; захист ємностей від атмосфер-
ного повітря; дозування мікродомішок цинку в
теплоносій першого. У перспективі при успішній
реалізації усіх цих заходів можливий переход на
використання збагаченої борної кислоти.

Подібна оптимізація дозволить значно знизити
концентрацію корозійноактивних домішок і луж-
них металів, збільшити корозійну стійкість оболон-
ок твель, що зменшить ймовірність їхньої роз-
герметизації через корозійне ураження, а це дасть
можливість використовувати ці конструкційні ма-
теріали при більш високих глибинах вигоряння і
більш тривалих паливних циклах.

Дозування мікродомішок цинку на АЕС Бібліс
протягом десяти років дозволило зменшити актив-
ність від обладнання першого контуру на 10–15 %
на рік.

**Корозійна стійкість аустенітних нержавіючих
сталей в модельному середовищі теплоносія пер-
шого контуру ВВЕР-1000.** Корозійностійкі сталі
першого контуру енергоблоків ВВЕР схильні до за-
гальної корозії з водневою деполяризацією, що
призводить до утворення на їх поверхні двошарової
оксидної плівки. Обидва шари мають структуру
шпінелі, причому внутрішній шар є прямою, а зовнішній — зворотною шпінеллю [4]. Ці два шари
мають обмежену розчинність один в одному
(<30 %). Хімічний склад цих шпінелей залежить
від хімічного складу матеріалів, які контактиують з
теплоносієм.

Існування двошарових оксидних плівок зумов-
лено різними швидкостями руху катіонів металів,
що входять до складу сталі, через внутрішній за-
хисний оксидний шар. Цей шар росте на межі
розділу з металом за механізмом руху аніонів до
поверхні металу, а в зворотному напрямку руха-

ються катіони заліза і нікелю. Рушійною силою
транспорту катіонів є градієнт концентрації іонів
металу між поверхнею металу і корозійним середо-
вищем, а також напруженість поля у внутріш-
ньому захисному шарі [5].

При експозиції більше кількох тисяч годин швид-
кість корозії становить 0,001–0,005 мг/(дм²·год) [6].

**Експериментальні дослідження процесів ко-
розії нержавіючих сталей і цирконієвих сплавів.**
Як показують наші дослідження, корозійні проце-
си на нержавіючих стальях супроводжуються, як
правило, зменшенням маси (рис. 1). За результа-
тами лабораторних автоклавних досліджень швид-
кість корозії нержавіючої сталі становила близько
0,001 мг/(дм²·год).

Корозійні процеси призводять як до утворення
адгезійного (міцно зчепленого з поверхнею) ок-
сидного шару, так і до розчинення певної частини
оксидного шару в циркулюючому потоці теплоно-
сія. Для процесу переходу продуктів корозії в теп-
лоносій характерна та ж сама часова залежність,
що і для загального процесу корозії. Це обумов-
лено низькими значеннями коефіцієнтів дифузії
катіонів для збагаченого хромом внутрішнього ок-
сидного шару, який контролює процеси масопере-
носу заліза і нікелю з металу в зовнішній оксид-
ний шар, а також їх розчинення в теплоносії. В
міру збільшення товщини внутрішнього шару в
часі знижується швидкість дифузії і зменшується
швидкість винесення продуктів корозії. При цьому
найменш розчинні продукти залишаються у внут-
рішньому оксидному шарі [4].

Швидкість переходу продуктів корозії в тепло-
носій взаємопов'язана зі швидкістю корозії, що зу-
мовлює подібний характер їх кінетичних залежнос-
тей. Так, для корозійностійкої сталі 08Х18Н10Т
вона становить від 30 до 60 % швидкості корозії.
При лабораторних випробуваннях для дослідже-
ваної марки сталі це значення становило близько
30 % швидкості корозії. В результаті рівноважна
швидкість переходу продуктів корозії в корозійне
середовище стає рівною виведенню їх системою
очищення теплоносія. При циркуляції теплоносія
продукти корозії активуються в активній зоні й осі-

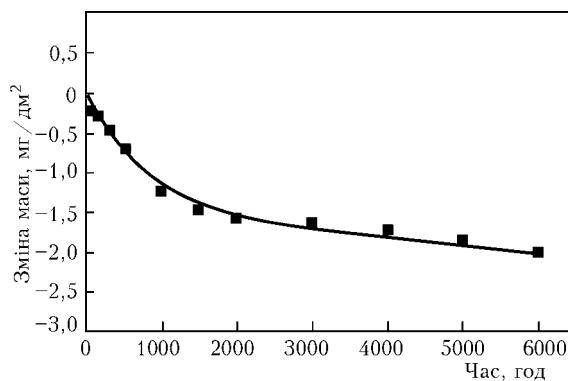


Рис. 1. Часова залежність зміни маси зразків нержавіючої сталі 08Х18Н10Т при випробуванні в модельному середовищі теплоносія першого контуру ВВЕР при температурі 350 °C і тиску 16,5 МПа [6]

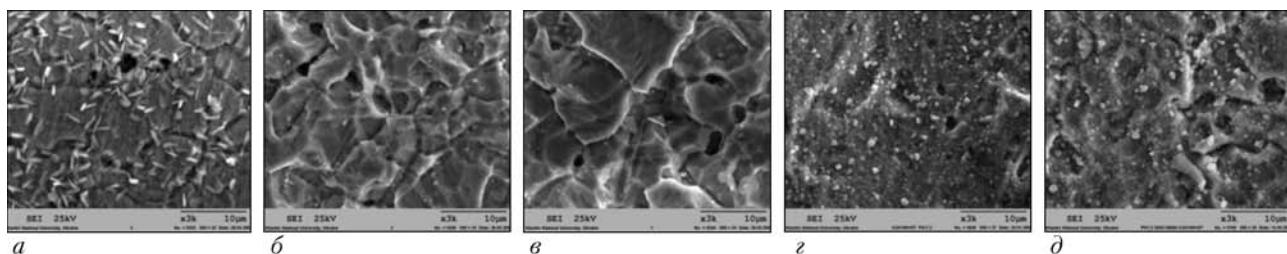


Рис. 2. Зміна поверхні нержавіючої сталі 08Х18Н10Т при окисненні в модельному середовищі теплоносія першого контуру ВВЕР при температурі 350 °C, тиску 16,5 МПа протягом 75 (а), 150 (б), 250 (в), 3500 (г), 5000 (д) год

дають на внутрішніх поверхнях елементів першого контуру, що підвищує активність устаткування.

З метою зниження цього негативного процесу, а також для придушення утворення корозійних тріщин на нержавіючих стальах на деяких зарубіжних АЕС в теплоносії першого контуру дозується цинк.

При автоклавних випробуваннях сталей без опромінення (рис. 2) спостерігається така сама закономірність окиснення, як і в реакторі, — формування зовнішнього оксидного шару відбувається при осадженні з корозійного середовища на поверхню оксидної плівки продуктів корозії, які раніше перейшли в корозійне середовище [5].

Проведені лабораторні дослідження щодо впливу обробки поверхні на кінетику корозії показали, що для нержавіючих сталей в модельному середовищі теплоносія першого контуру ВВЕР-1000 найменша швидкість корозії спостерігається на зразках з електрохімічно полірованою поверхнею. Більш висока швидкість корозії спостерігалася на зразках з протравленою поверхнею, найвища — на механічно оброблених. Саме обробка поверхні може бути причиною порівняно збільшеної товщини оксидного шару на грубообробленій поверхні корозійностійкої сталі першого контуру в порівнянні з дуже тонким внутрішнім оксидним шаром на гладкій поверхні трубок ПГ.

Вплив домішок цинку і алюмінію. Дозування цинку в теплоносії першого контуру зменшує вміст радіоактивних ізотопів кобальту ^{60}Co і ^{58}Co в окисненій поверхні, підвищує захисні властивості й зменшує товщину оксидних плівок на конструкційних нержавіючих стальах внутрішніх по-

верхонь елементів першого контуру АЕС. У роботі встановлено, що оксидні плівки на внутрішніх поверхнях устаткування стають більш щільними і на місцях кобальту і нікелю знаходиться цинк (рис. 3, 4). Цей ефект більш чітко виражений у внутрішньому шарі оксидних плівок на нержавіючих стальах через формування хроміту цинку ZnCr_2O_4 . При дозуванні цинку в зовнішньому шарі оксидної плівки відбувається перетворення $\alpha\text{-Fe}_2\text{O}_3$ в шпінель типу $\text{Zn}_{x}\text{Fe}_{3-x}\text{O}_4$.

Цинк також може утворювати таку сполуку, як хроміт цинку (вільна енергія його утворення нижче в порівнянні із хромітами нікелю, заліза й кобальту -1591 , -1457 , -1507 і -1511 кДж/моль відповідно). Ці явища можуть приводити до зниження швидкості корозії [5].

Можна припустити, що дозування цинку в теплоносії першого контуру ВВЕР також приведе до зниження радіаційних навантажень на персонал, зменшенню кількості РАВ, дозволить, з точки зору радіаційної безпеки, подовжити ресурс АЕС.

Згідно з результатами наших досліджень додання цинку в корозійне середовище теплоносія першого контуру ВВЕР в кількості від 5 до

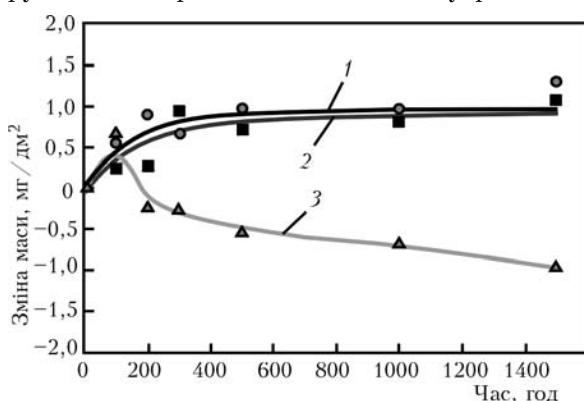


Рис. 3. Типова крива кінетики корозії зразків труб сталі 08Х18Н10Т в модельному середовищі теплоносія першого контуру ВВЕР-1000 без цинку (3) і з цинком 0,01 (1) і 0,03 (2) $\text{мг}/\text{дм}^3$

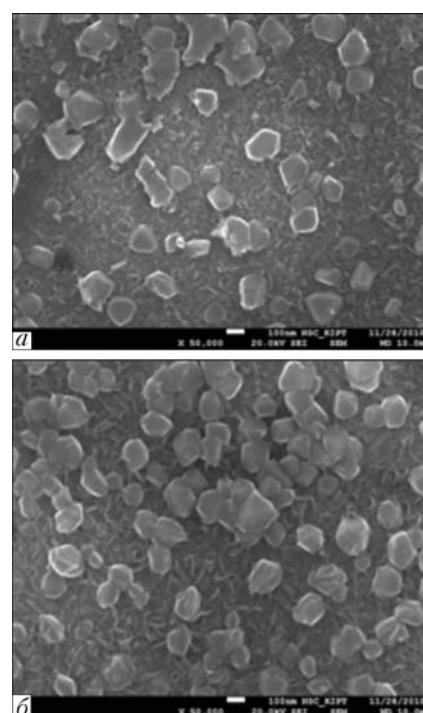


Рис. 4. Мікроструктури ($\times 50000$) поверхні сталі 08Х18Н10Т, окисненої при температурі 350 °C, тиску 16,5 МПа протягом 150 год: а — 0,01 $\text{мг}/\text{дм}^3$ Zn; б — 0,03 $\text{мг}/\text{дм}^3$ Zn

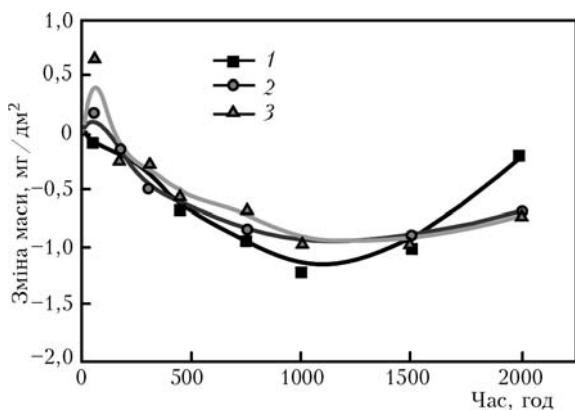


Рис. 5. Типова крива кінетики корозії сталі 08X18H10T в модельному середовищі теплоносія першого контуру ВВЕР-1000 без алюмінію (3) і з алюмінієм 0,01 (1) і 0,03 (2) мг/дм³

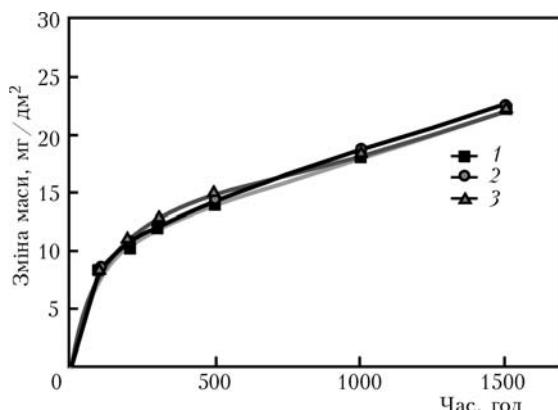


Рис. 7. Типова крива кінетики корозії сплаву Э110 в модельному середовищі теплоносія першого контуру ВВЕР-1000 без цинку (3) і з цинком 0,01 (1) і 0,03 (2) мг/дм³

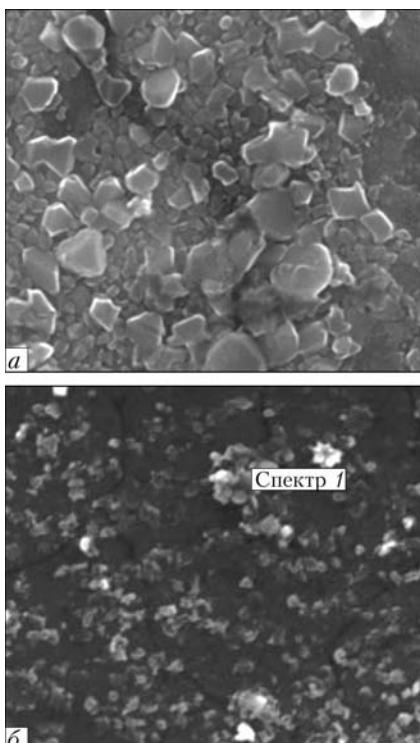


Рис. 6. Мікроструктури ($\times 50000$) поверхні сталі 08X18H10T, окисеної при температурі 350 °C, тиску 16,5 МПа протягом 150 год: а – 0,01 мг/дм³ Al; б – 0,03 мг/дм³ Al

100 мкг/дм³ викликає зсув вільного потенціалу корозії в катодному напрямку.

Дозування алюмінію не робить настільки помітного впливу на корозію нержавіючих сталей (рис. 5, 6).

Позитивний вплив дозування іонів цинку на загальну корозію нержавіючих сталей і зниження вмісту кобальту в оксидних плівках не викликає сумніву [5, 7], проте виробникам палива (ПК «ТВЕЛ») необхідно надати обґрунтування того, що домішки цинку не мають негативного впливу на поведінку паливних оболонок і при цьому буде забезпечуватися проектна корозійна стійкість оболонок твілів і ТВЗ у цілому. Проведені автоклавні випробування показали, що дозування цинку не знижує корозійну стійкість цирконієвого сплаву (рис. 7).

Висновки

1. На українських АЕС підтримується стабільний ВХР-1, який забезпечує виконання покладених на нього функцій з придушенням утворення окислювальних продуктів радіолізу і забезпеченням проектної корозійної стійкості конструкційних матеріалів твілів і ТВЗ. Основною проблемою ВХР-1 можна вважати великі витрати хімічних реагентів і, як наслідок, утворення великих обсягів РАВ.

2. На підставі технічних факторів зроблено висновок, що на першому етапі оптимізації ВХР-1 заміна дозування аміаку на введення в теплоносій чистого газоподібного водню є найбільш перспективним напрямком для українських АЕС. Відчутний ефект очікується при послідовному впровадженні комплексу заходів, який дозволить розв'язати основні проблеми технології ведення ВХР-1 ВВЕР, використовуючи при цьому штатні конструкційні матеріали ТВЗ при переході на більш тривалі паливні цикли і високі глибини вигоряння палива.

3. Корозійний процес на нержавіючих сталях носить немонотонний характер і супроводжується зменшенням маси зразків. Істотний вплив на швидкість і механізм окиснення надає хімічний склад середовищ, наявність окисних компонентів і вихідна обробка поверхні.

4. Проведені дослідження показали відсутність негативного впливу цинку на корозійну поведінку цирконієвих сплавів, позитивний вплив цинку на корозійну поведінку нержавіючих сталей, що приведе до зниження кількості корозійних продуктів, які переходять в теплоносій, зниження активності внутрішніх поверхонь першого контуру. В результаті чого зменшаться дозові навантаження на обслуговуючий персонал і підвищиться ресурс роботи устаткування.

1. Тяпков В.Ф., Шарафутдинов Р.Б. Состояние, основные проблемы и направления совершенствования ВХР АЭС // Вест. Госатомнадзора России. — 2003. — № 4. — С. 8–19.
2. Отраслевой нормативный документ ГНД 95.1.06.02.001–07 «Теплоноситель первого контура ядерных энергетических реакторов типа ВВЭР-1000. Технические требования».
3. Фольтов И.М., Архипенко А.В., Масько А.Н. Влияние водно-химического режима на безопасность, надежность и

- экономику эксплуатации АЭС. Состояние и перспективы // Ядерні та радіаційні технології. — 2007. — 7, № 1/2. — С. 81–92.
4. Lister D.H., Davidson R.D., McAlpine E. The mechanism and kinetics of corrosion product release from stainless steel in lithiated high temperature water // Corros. Sci. — 1987. — № 27. — P. 113–127.
5. Zn injection in pressurized water reactors — laboratory tests, field experience and modelling / I. Betova, M. Bojilov, P. Kinnunen, T. Saario // Res. Rep., No VTT-R-05511-11, Espoo, 2011. — 29 p.
6. Окислення конструкційних матеріалів в воді високих параметрів / І.А. Петельгузов, В.А. Зуєк, Р.А. Рудь, М.В. Трет'яков // Вісн. Нац. техн. ун-ту «Харківський політехнічний інститут». — 2008. — Вип. 32. — С. 133–143.
7. Liu X., Wu X., Han E.H. Influence of Zn injection on characteristics of oxide film on 304 stainless steel in borated and lithiated high temperature water // Corrosion Sci. — 2011. — 53. — P. 3337–3345.

ПРОЕКТ 4.5

Підвищення терміну експлуатації і надійності деталей устаткування пароводяного тракту другого контуру АЕС із ВВЕР, зокрема парових турбін, шляхом модифікації поверхні іонно-плазмовим способом

УДК 621.793.74:669.094:54

РОЗРОБКА ІОННО-ПЛАЗМОВИХ ЗАХИСНИХ ПОКРИТІВ ДЛЯ ЗБІЛЬШЕННЯ ЕКСПЛУАТАЦІЙНОГО РЕСУРСУ ДЕТАЛЕЙ ПАРОВОДЯНОГО ТРАКТУ ДРУГОГО КОНТУРУ АЕС

**В.А. БІЛОУС, д-р. техн. наук, М.С. ЛОМІНО, В.Г. МАРИНІН, кандидати фіз.-мат. наук, В.І. КОВАЛЕНКО, Ю.О. ЗАДНІПРОВСЬКИЙ, І.Г. ЄРМОЛЕНКО, інженери
(ННЦ «Харківський фізико-технічний інститут» НАН України)**

Подано результати експериментальних досліджень розроблених захисних покриттів, що наносяться вакуумно-дуговим способом на елементи обладнання другого контуру енергоблоків АЕС. Проведено стендові дослідження покриттів TiN та з добавками до 3 мас. % кремнію на їх абразивну, кавітаційну, корозійну стійкість. Досліджено поведінку цих покриттів при атмосферних високотемпературних випробуваннях. Одержано дані щодо залежності модуля пружності, твердості і стійкості від вмісту кремнію в покриттях. Виготовлено партію макетних лопаток із покриттями для експериментальних досліджень.

Ключові слова: захисні покриття, абразивний знос, кавітаційна стійкість, корозія

Значне зношення поверхні елементів обладнання теплових і атомних електростанцій обумовлене дією високошвидкісних потоків пари, води, кавітацією, абразивними частками [1]. З точки зору руйнування найбільш слабким місцем пароводяного тракту є проточна частина турбіни, зокрема робочі лопатки циліндра низького тиску, елементи системи регулювання. Для боротьби із руйнуванням, обумовленим вказаними факторами, використовують активний і пасивний способи. Активний включає конструктивні та організаційні заходи, пасивний базується переважно на використанні матеріалів з високою ерозійною та корозійною стійкістю, для чого проводять модифікацію їх поверхонь, зокрема шляхом нанесення захисних покриттів. Враховуючи багаторічний досвід в ННЦ «Харківський фізико-технологічний інститут» по створенню обладнання і технологій для формування покриттів та вивчення їх властивостей, а також ефектив-

не практичне застосування покриттів для захисту матеріалів від ерозії та корозії цей напрямок обрано для виконання проекту. Для його реалізації використовується спосіб формування покриттів за допомогою вакуумного дугового розряду, із катодів якого генеруються потоки металевої плазми.

Мета проекту — опрацювати технологічні параметри формування ефективних захисних покриттів для підвищення ресурсу обладнання, яке зазнає в умовах експлуатації дію руйнівних чинників.

Методи досліджень. Покриття наносили на зразки розміром 10×20×2 мм із сталі 12Х17, використовуючи потоки металевої плазми, еродованої катодами вакуумного дугового розряду. Катоди виготовляли із титану марки ВТ1-0 та сплаву Ti-Si із вмістом кремнію до 7 мас. %. Рівень струму дугового розряду в процесі нанесення покриттів підтримували на рівні 90 А, тиск азоту у вакуумній камері змінювали в діапазоні $5,3 \cdot 10^{-2}$ –1,33 Па. Елементний склад покриттів визначали методом

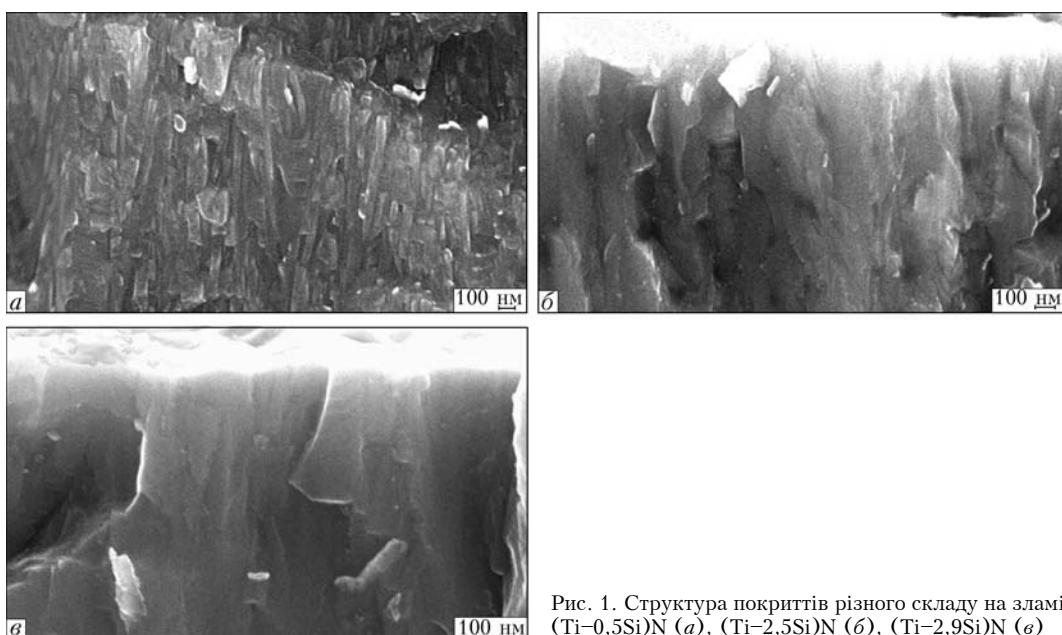


Рис. 1. Структура покріттів різного складу на зламі $(\text{Ti}-0,5\text{Si})\text{N}$ (а), $(\text{Ti}-2,5\text{Si})\text{N}$ (б), $(\text{Ti}-2,9\text{Si})\text{N}$ (с)

рентгенофлуоресцентного аналізу на приладі «Спрут». Твердість покріттів та модуль пружності вимірювали за допомогою наноіндентора G-200. Абразивне зношування досліджували за схемою площа-диск. На пласкі зразки наносили покріття, диск виготовляли з матеріалу із жорстко закріпленими абразивними частками. Для визначення стійкості покріттів при дії на них кавітації використовували розроблений в ННЦ «Харківський фізико-технологічний інститут» стенд, опис якого подано в роботах [2, 3]. При його роботі сигнал від генератора ультразвукових коливань надходить на магнітострікційний перетворювач, механічно з'єднаний із концентратором експоненціального профілю. Під торцевою поверхнею концентратора виникала зона з розвиненою кавітацією. В цій зоні розміщували зразки на відстані 0,55 мм від торцевої поверхні концентратора, амплітуда коливань якої дорівнювала (30 ± 2) мкм, а частота – 20 кГц. Ерозію зразків вимірювали гравіметричним методом. Похибка вимірювань масових втрат становила $\pm 0,015$ мг.

Корозійні дослідження проведено з метою визначення середньої швидкості корозії в 3%-му водному розчині NaCl . Дані з електрохімічної корозії одержані за допомогою потенціостату ПІ50-1 в стандартній електрохімічній комірці ЯЕС-2 в умовах природної аерації розчину, а анодні поляризаційні криві – при зміні потенціалу зі швидкістю 1 мВ/с. Для порівняння слугував хлор-срібний

електрод. Результати приведено до нормального водневого електроду. Жаростійкість покріттів визначали масовим способом після відпалу впродовж 5 год при кожному значенні температури в межах до 1000°C . Тривимірні зображення профілів поверхні покріттів одержані на оптичному інтерференційному профілометрі «Мікрон-альфа».

Результати і обговорення. Структури покріттів з різним вмістом кремнію вивчали на зламах, відповідні фотографії представлені на рис. 1.

При малих концентраціях кремнію (рис. 1, а) зафіковано типову для $\text{Ti}-\text{N}$ покріттів стовпчасту структуру з характерним розміром складових 100 нм. При більшому вмісті кремнію в покрітті відбувається укрупнення структурних елементів при збереженні елементів стовпчатості. При максимальній кількості (майже 3 мас. %) кремнію структура покріття стає аморфізованою.

Тривимірні зображення поверхні для двох видів покріттів $\text{Ti}-\text{N}$ та $(\text{Ti}-0,75\% \text{ Si})\text{N}$ показані на рис. 2.

Визначено збільшення шорсткості покріттів при наявності в їх складі кремнію. Для покріття $(\text{Ti}-0,75\% \text{ Si})\text{N}$ параметр шорсткості R_a дорівнює 0,17, а для $\text{Ti}-\text{N}$ – 0,104 мкм.

Вплив складу покріттів на твердість, модуль Юнга і співвідношення H^3/E^2 ілюструють дані на рис. 3.

На рис. 3 показано, що покріття $\text{Ti}-\text{N}$, $\text{Ti}-\text{Si}-\text{N}$ мають твердість, яка перевищує 30 ГПа. Невелика

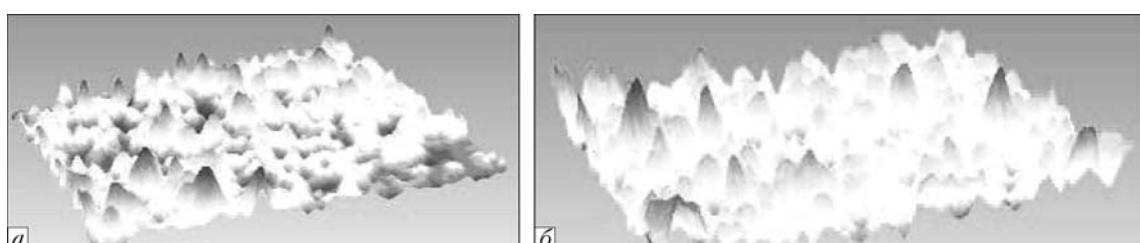


Рис. 2. Тривимірне зображення покріття: а – TiN ; б – $(\text{Ti}-0,75\text{Si})\text{N}$

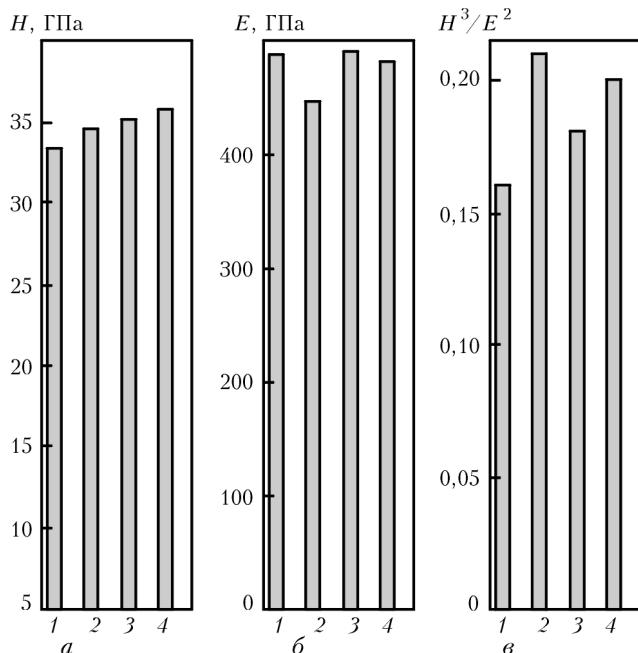


Рис. 3. Залежність твердості (а), модуля пружності (б) і параметру H^3/E^2 (в) від вмісту кремнію в покритті Ti-N (1), (Ti-1Si)N (2), (Ti-1,6Si)N (3), (Ti-2,5Si)N (4)

добавка кремнію в покритті Ti-N призводить до додаткового збільшення твердості покриттів, порівняно з нітридом титану.

Близькі значення твердості і модуля пружності покриттів Ti-Si-N одержано в роботі [4]. Параметр H^3/E^2 , що характеризує міцність конденсатів, знаходиться в межах 0,16–0,22 для усіх отриманих покриттів.

На рис. 4 представлені кінетичні криві залежності втрат маси від часу дії кавітації для різних покриттів.

Добавка кремнію до покриття TiN не покращує стійкості конденсатів проти дії кавітації. При відпалі у вакуумі $5,3 \cdot 10^{-2}$ Па і температурі близько 700 °C зразків з уже нанесеним покриттям шляхом його бомбардування прискореними іонами титану та подальшого охолодження у вакуумній камері їх стійкість проти дії кавітації зростає і стає майже в 3 рази вищою за стійкість без відпалу, вірогідно,

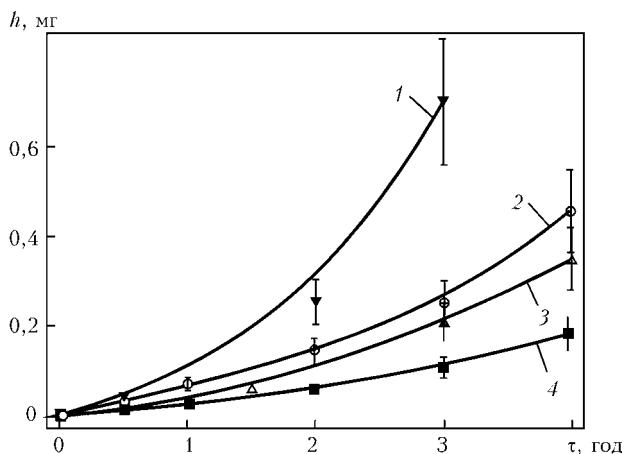


Рис. 4. Кінетичні криві кавітаційного зносу сталі 12Х13 (1), TiSiN (2), TiN (3), TiSiN (з відпалом) (4); τ – тривалість випробувань

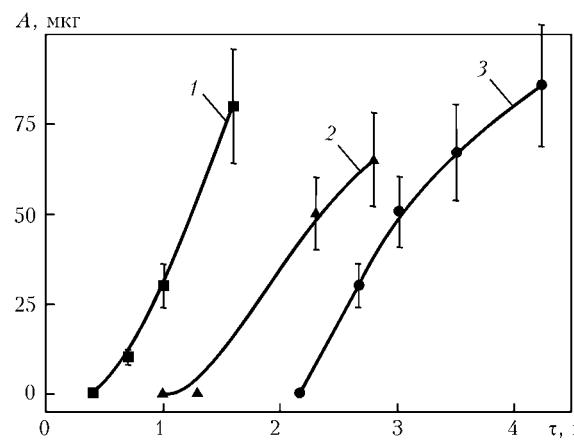


Рис. 5. Кінетичні криві абразивного зносу покриттів TiN (1), TiSiN (2), TiSiN (з відпалом) (3); A – зміна маси

за рахунок зниження рівня внутрішніх напружень в покриттях.

Порівняльні дані абразивного зносу покриттів Ti-N і TiSiN наведені на рис. 5. Встановлено, що добавка кремнію до складу покриття на основі нітриду титану призводить до істотного збільшення стійкості досліджуваного матеріалу проти абразивного зносу. При цьому із зростанням у складі конденсатів від 0 до 3 мас. % кремнію зносостійкість покриттів зростає за лінійним законом, а подальше збільшення концентрації в покритті призводить до різкого зростання зносостійкості, що пов'язано із формуванням покриттів фази Si_3N_4 [5].

Результати випробувань покриттів на жаростійкість при атмосферному відпалі наведено на рис. 6. Дані рисунка показують, що покриття складу Ti-N не окислюються до температури 600 °C, а при подальшому підвищенні температури відбувається їх руйнування і відшарування, тобто повна втрата експлуатаційних властивостей. Таке їх руйнування можна пояснити відмінностями у коефіцієнтах термічного розширення покриття, окисленого по всій товщині матеріалу підкладки. Інакше відбуваються зміни із зростанням температури при відпалі покриттів TiSiN. Вже при значеннях температури понад 500 °C ці покриття починають демонструвати приріст маси у

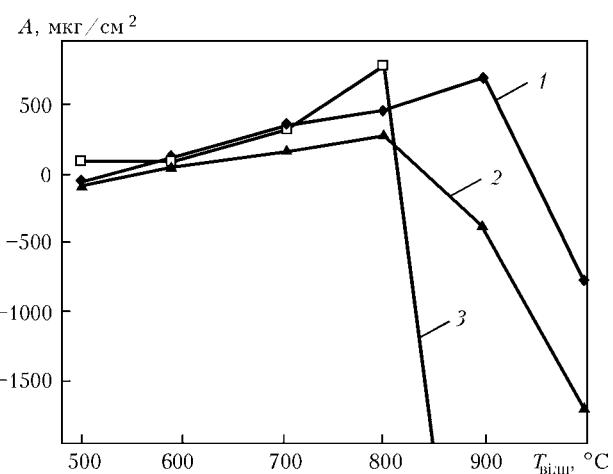


Рис. 6. Жаростійкість в атмосферних умовах покриттів (Ti-0,75Si)N (1), (Ti-2,5 % Si)N (2), TiN (3)

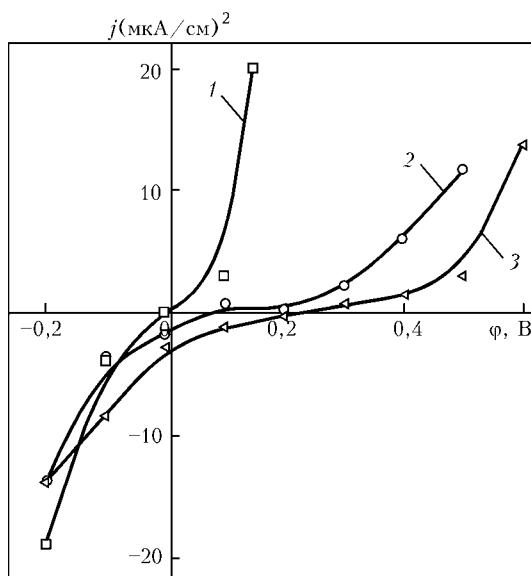


Рис. 7. Потенціостатичні криві покриттів із сталі 12Х13 (1); TiN (2) та TiSiN (3)

зв'язку з утворенням оксидної плівки. Проте аж до температури 800 °C їх поверхня не має дефектів, характерних для покриття з нітриду титану, тобто малі добавки кремнію у конденсат TiN призводять до утворення на поверхні покриття оксидних з'єднань при підвищених температурах, які збільшують температуру деградації покриттів на 200 °C.

Потенціостатичні криві, які характеризують корозійні властивості покриттів, наведені на рис. 7.

Порівняння характеру потенціостатичних кривих показує явну перевагу покриттів із сталі 12Х13, з якої виготовляють лопатки парових турбін, бо показники захисних властивостей їх вищі (рис. 8).

Висновки

1. Створено ефективні покриття на основі з'єднань Ti-Si-N з малими вмістом кремнію (до 3 %) для захисту елементів конструкцій парових турбін, що має принципово важливе значення, оскільки дозволяє використовувати якісні катоди, виготовлені з використанням недорогих традиційних металургійних процесів.

2. Ці покриття мають вищі механічні характеристики ($H = 35$ ГПа; $E = 480$ МПа), кращу жа-



Рис. 8. Макети деталей з захисними покриттями різного складу

ростійкість і корозійну стійкість (у 1,5–2,0 вищі, ніж Ti-N), а також більше протистоять абразивному зносу (рівень тільки початкового зносу в 5 разів нижче, порівняно з традиційно використовуваним нітридом титану).

3. Додатковий відпал Ti-Si-N покриттів, здійснюваний в одному вакуумному циклі з осадженням, майже удвічі підвищує їх абразивну і втрічі кавітаційну стійкості. Таким чином, розроблені покриття дозволяють значно підвищити ресурс роботи деталей устаткування пароводяного тракту.

4. В результаті реалізації розробки випущено партію макетів лопаток із захисними покриттями для їх подальших стендових випробувань.

- Бараненко В.И., Янченко Ю.А. Решение проблем снижения эрозионно-коррозионного износа оборудования и трубопроводов на зарубежных и отечественных АЭС // Теплоэнергетика. – 2007. – № 5. – С. 12–19.
- Коваленко В.И., Маринин В.Г. Обладнання для дослідження ерозії покриттів при мікроударному діянні // Вопросы атомной науки и техники. Сер. Физика радиационных повреждений и радиационное материаловедение. – 1998. – № 5. – С. 83–85.
- Коваленко В.И., Маринин В.Г. Стойкость ионно-плазменных TiN-ZrN покрытий при воздействии абразива и кавитации // Труды XIX Междунар. конф. по ФРЯ и РМ (Алушта, 6–11 сент. 2010 г.). – Киев, 2010. – С. 344–346.
- Mechanical and tribological properties of nanocomposite TiSiN coatings // Y.H. Cheng, T. Browne, B. Heckerman, E.I. Meletis // Surface & Coatings Technology. – 2010. – № 204. – P. 2123–2129.
- Влияние малых добавок кремния на служебные характеристики нитрид-титановых покрытий / И.И. Аксёнов, В.А. Белус, Ю.А. Заднепровский и др. // Физика радиационных повреждений и материаловедение. – 2011. – № 4. – С. 145–149.

ПРОЕКТ 4.6

Підвищення надійності та ресурсу роботи адсорбційних фільтрів систем вентиляції повітря АЕС за рахунок вибору адсорбентів з оптимальними аеродинамічними, міцнісними та адсорбційними характеристиками

УДК 519.711

ОПТИМИЗАЦИЯ ВЫБОРА АДСОРБЕНТОВ ДЛЯ ВОССТАНОВЛЕНИЯ ФИЛЬТРОВ СИСТЕМ ВЕНТИЛЯЦИИ АЭС

В.И. СОКОЛЕНКО, д-р физ.-мат. наук, **М.А. ХАЖМУРАДОВ**, д-р техн. наук, **О.И. ВОЛЧОК**, канд. физ.-мат. наук,
Э.И. ВИНОКУРОВ, Т.К. ГРИГОРОВА, Р.М. СИБИЛЕВА, научн. сотрудники
(ННЦ «Харьковский физико-технический институт» НАН Украины)

Используя разработанные в ННЦ «ХФТИ» и стандартные методики, проведено комплексное исследование рабочих характеристик (аэродинамическое сопротивление в условиях, моделирующих работу фильтров АУ-1500, механическая прочность при истирании, адсорбционная емкость по йоду и йодистому метилу) активированных углей различных производителей, предполагаемых к использованию при восстановлении и реконструкции адсорбционных фильтров систем вентиляции АЭС.

Ключевые слова: адсорбер, йод, йодистый метил, адсорбция, активированный уголь, механическая прочность при истирании, аэродинамическое сопротивление

В настоящее время для всех АЭС Украины актуален вопрос реконструкции существующих и создание новых систем вентиляции и спецгазоочистки. Это вызвано несколькими причинами: снижением коэффициента очистки воздуха адсорбционными фильтрами в результате накопления в них адсорбируемых примесей, ненормативным ростом аэродинамического сопротивления адсорбера типа АУ-1500 вследствие износа адсорбента и накопления внутри фильтров пылевой фракции, ужесточением санитарных норм допустимого выброса радионуклидов в атмосферу.

Основными адсорбентами, применяемыми в адсорберах систем вентиляции и спецгазоочистки АЭС, в настоящее время являются угли СКТ-3 и СКТ-ЗИ российского производства. На АЭС Украины имеется большое количество адсорбера, требующих замены адсорбентов или проведения восстановительных работ. Ранее в ННЦ «ХФТИ» разработана технология восстановления фильтров типа АУ-1500 [1], включающая просевивание использованного активного угля СКТ-3 и его регенерацию. При этом отсеивается 10–20 % общей массы адсорбента, что составляет 13–26 кг на каждый адсорбер. Данные технологические операции трудоемки и требуют соблюдения радиационной безопасности. Более эффективным и безопасным является заполнение адсорбера новым активированным углем — около 130 кг на каждый адсорбер. Важно отметить, что уголь СКТ-3 в Украине не производится, а цены на СКТ-3 и его модифика-

ции (СКТ-ЗИ, СКТ-ЗИК) возрастают. В связи с этим возникает необходимость подбора других угольных адсорбентов, пригодных для восстановления фильтров типа АУ-1500 системы вентиляции АЭС.

В ННЦ «ХФТИ» освоен ряд методик исследования характеристик активированных углей, предполагаемых к использованию в адсорбционных фильтрах систем вентиляции АЭС: измерение аэродинамического сопротивления слоя адсорбента в условиях, моделирующих работу фильтров типа АУ-1500, измерение механической прочности адсорбентов при истирании, а также измерения их адсорбционной емкости по йоду и йодистому метилу при комнатной температуре [2–4]. Применение этих методик позволяет сравнить изучаемые адсорбенты с углами СКТ-3 и СКТ-ЗИ и сделать оптимальный выбор новых адсорбентов для использования в системах вентиляции АЭС.

Новый угольный адсорбент должен удовлетворять следующим основным требованиям:

- механическая прочность при истирании, адсорбционная емкость по парам йода (J_2) и йодистого метила (CH_3J) и эффективность очистки по сорбируемым компонентам должны быть не меньше, чем у СКТ-3;
- аэродинамическое сопротивление в условиях, моделирующих работу адсорбционных фильтров на АЭС, должно составлять 2,0–2,4 кПа;
- стоимость не должна превышать стоимости угля СКТ-3 производства России.

В настоящей работе был исследован ряд новых углей производства Украины (ДУ (1-2), ДУ (2-3), Эл-2, Эл-3, Эл-4, Эл-5, Эл-8, Эл-Д —

ЗАО «Электрод», г. Донецк), Германии (С40/4 Extra, D45/1, C45/2, импрегнированные 1,5 % раствором КJ; угли DGF2 и D43/4 Extra – фирма «Carbo Tech»), а также российские угли СКТ-3 и СКТ-ЗИ, выпускавшиеся на АТВТ «ЭХМЗ», г. Электросталь, Московской обл.

Для определения аэродинамического сопротивления слоя адсорбента ΔP в условиях, моделирующих работу адсорбционных фильтров АУ-1500 (высота слоя адсорбента 300 мм, удельный поток воздуха $0,48 \text{ м}^3/\text{с}\cdot\text{м}^2$), был использован специально разработанный и модернизированный стенд [2]. Результаты измерений аэродинамического сопротивления указанных выше адсорбентов приведены в табл. 1.

Отметим, что аэродинамическое сопротивление прямо пропорционально высоте слоя адсорбента и изменяя его высоту в адсорбере можно обеспечить заданную величину аэродинамического сопротивления. В применяемых адсорберах АУ-1500 высота слоя активного угля может устанавливаться от 280 до 320 мм, что связано с высотой адсорбера и длиной резьбового соединения на направляющих штырях верхней прижимной сетки. Аэродинамическое сопротивление адсорбера типа АУ-1500 при изготовлении должно составлять 2,0–2,4 кПа. Верхний предел ΔP обусловлен усадкой слоя адсорбента, возникающей в результате транспортировки и эксплуатации, что приводит к увеличению аэродинамического сопротивления, не связанного с разрушением гранул адсорбента. При $P < 2$ кПа сокращается время пребывания в адсорбере улавливаемых примесей, что приводит к уменьшению эффективности очистки вентилируемого воздуха и является недопустимым.

Как уже отмечалось, в процессе длительной эксплуатации угольных адсорберах зафиксирован значительный рост их аэродинамического сопротивления. Ненормативный рост аэродинамического сопротивления, в свою очередь, приводит к потере пропускной способности адсорбера для воздуха и может создать радиационно-опасную ситуацию вследствие накопления радиоактивных веществ в рабочих помещениях АЭС. Установлено, что ухудшение аэродинамических характеристик адсорбера происходит вследствие взаимного механического истирания гранул адсорбента, накопления внутри фильтров пылевой фракции, что вызвано турбулентным характером течения пропускаемого через адсорбер воздуха при достаточно больших его потоках. В связи с этим степень механического истирания Π углеродных материалов, характеризующая его прочность, является важным параметром при выборе адсорбента для заполнения фильтров системы вентиляции воздуха АЭС.

Определение прочности адсорбентов проводили путем измерения истирания угля в соответствии с ГОСТ 2789-59 по методу МИС-60-8 (механическое истирание навески адсорбента при поджатии ее стальным стержнем в стальном барабане, кото-

Таблица 1. Значения аэродинамического сопротивления ΔP (кПа) и механической прочности при истирании Π (%) исследованных адсорбентов

Марка адсорбента	ΔP , кПа	Π , %	Производитель
C40/4 Extra	2,3	88,5	Германия
C45/2	2,2	86	
D43/4 Extra	2,1	81	
DGF2	2,1	81	
D45/1	26,0	79	
ДУ-(1-2)	4,5	95	Украина
ДУ-(2-3)	2,1	91	
Эл-Д	2,3	72	
Эл-8	33,0	46	
Эл-2	2,3	16	
Эл-5	–	3	Россия
Эл-3	–	2	
Эл-4	–	1	
СКТ-3	2,5	80	
СКТ-ЗИ	2,5	75	

рый вращается с определенной скоростью) [2]. По весу отсеянного адсорбента до и после испытаний определяли процентное содержание нераспыленного остатка, что характеризует прочность адсорбента (Π , %). При подготовке к измерению прочности для удаления пыли уголь просеивался (сито № 10). Затем для достижения одинакового исходного состояния образцы прогревали в муфельной печи при температуре 100 °C в течение 1 ч, что обеспечивало удаление влаги. Результаты измерений приведены в табл. 1.

Исходя из данных табл.1 можно определить угольные адсорбенты, перспективные с точки зрения оптимального сочетания аэродинамического сопротивления и прочности. Все исследованные марки адсорбентов производства Германии и два угля производства Украины (Д-1 и Д-2) имеют высокие прочностные характеристики. Механическая прочность при истирании угля Эл-Д близка к прочности углей СКТ-3 и СКТ-ЗИ. Высокое аэродинамическое сопротивление таких углей как D45/1, ДУ(1-2) и Эл-8 исключает их из дальнейшего рассмотрения.

Уголь СКТ-ЗИ, используемый в адсорберах типа АУ-1500И, является импрегнированной модификацией активированного угля СКТ-3. Отметим, что импрегнирование данного угля КJ повышает эффективность очистки вентилируемого воздуха, поскольку при его прохождении через адсорбер наряду с адсорбцией происходит изотопический обмен J^{131} на J^{127} в йодистом метиле CH_3J .

При ремонте и восстановлении угольных фильтров типа АУИ-1500 с использованием угля СКТ-ЗИ возникает вопрос о зависимости рабочих характеристик адсорбента от его фракционного

состава, т. е. размера гранул. Нами было изучено влияние фракционного состава СКТ-ЗИ на величину его аэродинамического сопротивления и механической прочности при истирании. Рассеивание угля на разные фракции проводили на специально разработанном стенде [2], который представляет собой набор вращающихся сит с диаметрами ячеек 1–3,6 мм, испытывающих вибрацию. Это позволяет получить образец с определенным размером гранул для дальнейшего исследования зависимости характеристик адсорбента от его фракционного состава.

Получены следующие значения аэродинамического сопротивления слоев образцов СКТ-ЗИ различного фракционного состава: $\Delta P = 2,5$ кПа – состояние поставки; для размера гранул $d = 1,5\text{--}2$ мм $\Delta P = 2,9$ кПа; для $d = 2$ мм и $d = 2\text{--}2,5$ мм $\Delta P = 2,1$ кПа. Таким образом, меняя фракционный состав угля, можно варьировать значение аэродинамического сопротивления адсорбера. Измерение фракционного состава угля в состоянии поставки показало, что 0,2 % его массы является пылевой фракцией, т. е. имеет размер гранул <1 мм. Наличие пылевой фракции, как известно, нежелательно. Исходя из фракционного состава исходного угля, можно сделать вывод, что важной технологической операцией при капитальном ремонте фильтров АУИ-1500 является предварительное рассеивание угля на сите № 10 перед засыпкой.

Для определения зависимости механической прочности при истирании угля СКТ-ЗИ от фракционного состава было подготовлено 5 образцов со следующими размерами гранул: 1,0–1,5; 1,5–2,0; 2,0–2,5; 2,5–2,8 и 2,8–3,6 мм. Анализируя полученные данные можно сделать вывод, что наблюдается незначительное падение величины прочности при истирании с увеличением размера гранул: от 75,3 % для фракции 1,5–2,0 мм до 74,0 % для фракции 2,8–3,6 мм, что составляет относительное изменение 1,3 %. Максимальное значение прочности

характерно для фракции 1,5–2,0 мм. Таким образом, фракционный состав незначительно влияет на величину механической прочности при истирании.

Для угля СКТ-ЗИ была также изучена зависимость механической прочности от заполнения адсорбционного пространства влагой. Механическая прочность была измерена для образцов как в обезвоженном состоянии, так и после разной степени заполнения адсорбционного пространства атмосферной влагой (различная выдержка на воздухе при комнатной температуре). Величину заполнения пористого пространства активного угля параметрии воды определяли весовой методикой при комнатной температуре. Проведенные измерения показали, что максимальная степень насыщения параметрии воды приводит к снижению механической прочности при истирании на 7 %.

Для углей, имеющих достаточно высокую прочность при истирании, а также оптимальные аэродинамические характеристики (ДУ (2-3), Эл-Д, D45/2, DGF2, СКТ-3, СКТ-ЗИ), было проведено изучение адсорбционных свойств по йодистому метилу при комнатной температуре в статическом режиме. Используемый в экспериментах метил получен на основе стабильного изотопа йода I^{127} . Изотопический состав йода не оказывает существенного влияния на исследуемые физико-химические свойства, поэтому результаты измерения адсорбционной емкости адсорбентов по йодистому метилу на основе I^{127} могут быть перенесены на йодистый метил на основе других изотопов йода. Измерения адсорбции проводили на специальном стенде [3], в котором исследуемые образцы углей, помещенные в колбы, подсоединяли к объему с йодистым метилом, а контрольные образцы находили только в атмосферных условиях. Измерение адсорбции проводили весовым методом на аналитических весах марки AS220/C. Адсорбционная емкость по йодистому метилу определялась как

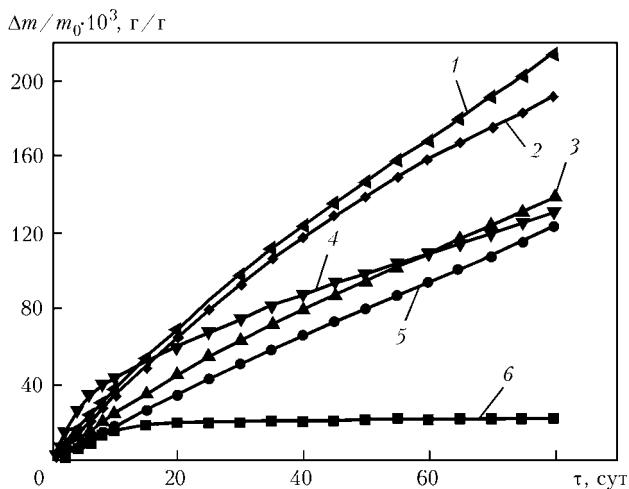


Рис. 1. Зависимость массы адсорбированного йодистого метила на грамм адсорбента от времени (адсорбция при 20 °C, атмосферном давлении воздуха и парциальном давлении паров йодистого метила 325 Торр): 1 – DGF2; 2 – электрод Д; 3 – D45/2KJ; 4 – СКТ-3; 5 – СКТ-ЗИ; 6 – ДУ(2-3)

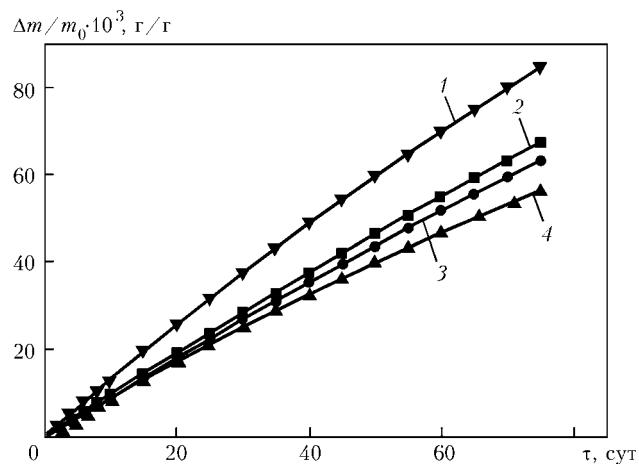


Рис. 2. Зависимость массы адсорбированного йода на грамм адсорбента от времени (адсорбция происходит при температуре 20 °C, атмосферном давлении воздуха и парциальном давлении паров йода 0,17 Торр): 1 – электрод Д; 2 – СКТ-ЗИ; 3 – DGF2; 4 – СКТ-3

разница $\left(\frac{\Delta m}{m_0}\right)_{\text{CH}_3\text{J} + \text{H}_2\text{O}}$ и $\left(\frac{\Delta m}{m_0}\right)_{\text{H}_2\text{O}}$, где m_0 — масса адсорбента, а Δm — ее изменение.

Результаты измерений адсорбции приведены на рис. 1, из которого следует, что за исключением угля ДУ(2-3) все исследованные угли показывают более высокую адсорбционную емкость по йодистому метилу, чем угли СКТ-3 и СКТ-ЗИ, используемые в настоящее время в угольных адсорберах АУ-1500. Максимальную емкость имеет уголь DGF2 производства Германии. Важно отметить, что в течение всего эксперимента (80 сут) для всех адсорбентов, кроме ДУ(2-3), тенденции к насыщению не наблюдалось.

Дальнейшие эксперименты по определению адсорбции йода изученными адсорбентами, планируемые в рамках проекта, позволят сделать окончательный выбор адсорбента для замены углей СКТ-3 и СКТ-ЗИ в угольных фильтрах типа АУ-1500. В настоящее время проводятся исследования адсорбционных характеристик по йоду, используя методику определения емкости по йодистому метилу. Получены данные по адсорбции йода для двух адсорбентов, проявивших максимальную емкость по йодистому метилу (рис. 2). Такими адсорбентами являются уголь украинского производства Эл-Д и уголь немецкого производства DGF2. Из рис. 2 видно, что угли Эл-Д и DGF2 имеют высокую адсорбционную емкость также и по йоду.

В табл. 2 приведены все исследованные рабочие характеристики углей Эл-Д, DGF2 и для сравнения углей СКТ-3, СКТ-ЗИ. Величины поглощения йода и йодистого метила $\left(\frac{\Delta m}{m_0}\right)_{\text{J}_2}$ и $\left(\frac{\Delta m}{m_0}\right)_{\text{CH}_3\text{J}}$ приведены для $\tau = 75$ сут.

В сравнении с углями СКТ-3 и СКТ-ЗИ уголь украинского производства Эл-Д имеет высокую адсорбционную емкость по йоду и йодистому метилу и приемлемое аэродинамическое сопротивление, однако его прочность при истирании несколько

Таблица 2. Рабочие характеристики исследованных углей

Адсорбент	ΔP , кПа	$\Pi, \%$	$\left(\frac{\Delta m}{m_0}\right)_{\text{J}_2}$	$\left(\frac{\Delta m}{m_0}\right)_{\text{CH}_3\text{J}}$
Эл-Д	2,3	72	$84,6 \cdot 10^{-3}$	$192 \cdot 10^{-3}$
DGF2	2,1	81	$63,2 \cdot 10^{-3}$	$214,5 \cdot 10^{-3}$
СКТ-3	2,5	80	$56,4 \cdot 10^{-3}$	$130,5 \cdot 10^{-3}$
СКТ-ЗИ	2,5	75	$67,3 \cdot 10^{-3}$	$123 \cdot 10^{-3}$

ко ниже прочности СКТ-3 и СКТ-ЗИ. Уголь немецкого производства DGF2 имеет высокую прочность, допустимое значение аэродинамического сопротивления и высокую адсорбционную емкость как по йоду, так и по йодистому метилу, т. е. характеризуется оптимальным сочетанием технологических свойств адсорбента для использования в адсорберах систем вентиляции АЭС.

Дальнейшие исследования адсорбционных характеристик углей других марок, а также разработка и внесение некоторых изменений в конструкцию адсорбера позволяют сделать оптимальный выбор адсорбента для восстановления адсорбированных углей АУ-1500. При этом также необходим учет экономического аспекта.

1. Декларацийний пат. на корисну модель № 13173 Україна, Бюл. № 3, 2006 / В.М. Ажажа, В.И. Волчок, А.Н. Довбня и др. // Способ восстановления адсорбера системы очистки воздуха.
2. Аэродинамическое сопротивление слоев некоторых адсорбентов / В.Г. Колобродов, Л.В. Карапетович, П.А. Березняк и др. // Вопр. атом. науки и техники. Сер. «Физика радиационных повреждений и радиационное материаловедение». — 2006. — № 4. — С. 224–227.
3. Измерение прочности адсорбентов, предназначенных для использования при восстановлении адсорбированных углей АУ-1500 систем вентиляции АЭС / В.Г. Колобродов, В.И. Соколенко, Э.И. Винокуров и др. // Вопр. атом. науки и техники. Сер. «Вакуум, чистые материалы, сверхпроводники». — 2011. — № 6. — С. 76–78.
4. Адсорбция паров йода некоторыми адсорбентами / В.Г. Колобродов, А.А. Саньков, Л.В. Карапетович и др. // Вопр. атом. науки и техники. Сер. «Физика радиационных повреждений и радиационное материаловедение». — 2003. — № 6. — С. 110–113.

ПРОЕКТ 4.7

Підвищення ресурсу експлуатації матеріалів активної зони реакторів типу ВВЕР за рахунок оптимізації технології отримання сплаву Zr-1 % Nb на основі магнієтермічного цирконію в Україні на ДНВП «Цирконій»

УДК 069. 296

РАЗРАБОТКА ТЕХНОЛОГИИ ПОЛУЧЕНИЯ СПЛАВА Zr-1 % Nb НА ОСНОВЕ МАГНИЕТЕРМИЧЕСКОГО ЦИРКОНИЯ ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ РЕСУРСА ЭКСПЛУАТАЦИИ ЭЛЕМЕНТОВ АКТИВНОЙ ЗОНЫ ЯДЕРНЫХ РЕАКТОРОВ В УКРАИНЕ

С.Д. ЛАВРИНЕНКО, д-р техн. наук, **Н.Н. ПИЛИПЕНКО**, канд. физ.-мат. наук, **Ю.П. БОБРОВ**, мл. науч. сотрудник,
П.Н. ВЬЮГОВ, канд. физ.-мат. наук, **И.Б. ДОЛЯ**, зам. начальника отдела, **И.Г. ТАНЦЮРА**, **Д.В. КОБЛИК**, инженеры,
Ю.С. СТАДНИК, мл. науч. сотрудник

(ННЦ «Харьковский физико-технический институт» НАН Украины)

Впервые в Украине исследованы процессы получения опытных образцов губки магніетермического циркония из отечественного сырья. Исследованы процессы выплавки сплава Zr-1 % Nb на основе магніетермического циркония в лабораторных условиях. Изучено поведение примесей при рафинировании сплава Zr-1 % Nb методом электронно-лучевой плавки. Получены опытные образцы сплава Zr-1 % Nb, которые по химическому составу, структуре и твердости соответствуют требованиям материалов активной зоны ядерных реакторов. Применение сплавов на основе магніетермического циркония в элементах конструкций АЭС позволит увеличить ресурс работы ядерного топлива.

Ключевые слова: магніетермический цирконий, сплав Zr-1 % Nb, ядерные реакторы, ресурс

В 2006 г. правительством Украины было принято решение о переоснащении имеющихся мощностей производства циркония под хлоридно-магниевую технологию, которая в настоящее время общепринята в мире и является более экономичной и исключает применение фтора в производстве циркония. Переход на эту технологию производства циркония и сплавов на его основе в Украине требует проведения исследований по переработке циркония на стадиях от рафинирования оксида циркония, получение и восстановление хлорида циркония магнием, получение кондиционной циркониевой губки, ее рафинирование методом электронно-лучевой плавки (ЭЛП), получение сплава циркония с ниобием методом вакуумно-дуговой плавки и исследование свойств этих сплавов [1, 2].

В Государственном научно-исследовательском и проектном институте титана (г. Запорожье) при участии ГНПП «Цирконий» и ННЦ ХФТИ впервые в Украине была разработана технология производства циркониевой губки. Проведены лабораторные исследования, создана опытная установка, получены первые экспериментальные партии магніетермического губчатого циркония. Институт титана выполнил также проект модуля промышленной установки мощностью 70 т, которая сможет выпускать фактически до 100 т губки в год. В

случае успешного промышленного освоения новой технологии можно будет построить еще 2–3 таких модуля и полностью обеспечить потребности Украины в циркониевой губке, которые на сегодня составляют от 300 до 400 т в год [3].

Полученные на опытных установках экспериментальные партии магніетермического губчатого циркония были переданы в ННЦ ХФТИ. Там проведены исследования по рафинированию методом ЭЛП губки металлического циркония, по термодесорбции газов из губки при нагреве в вакууме, по структуре, составу, твердости и микротвердости полученных слитков циркония, что позволило наметить путь, по которому необходимо следовать при внедрении этих разработок в промышленном масштабе.

Структура и состав губки циркония. Исследовано пять партий губки, массой по несколько сот граммов каждой, с размерами частиц губки от 2 до 25 мм (рис. 1). Микроструктура циркониевой губки пористая, размер пор изменяется от десятых долей миллиметра до нескольких миллиметров, а их расположение хаотическое от плотного металла до рыхлых образований. Наличие пористости связано с испарением остатков хлорида магния и магния при термообработке образцов после восстановления.

Микротвердость магніетермического циркония, измеренная на приборе ПМТ-3 при нагрузке

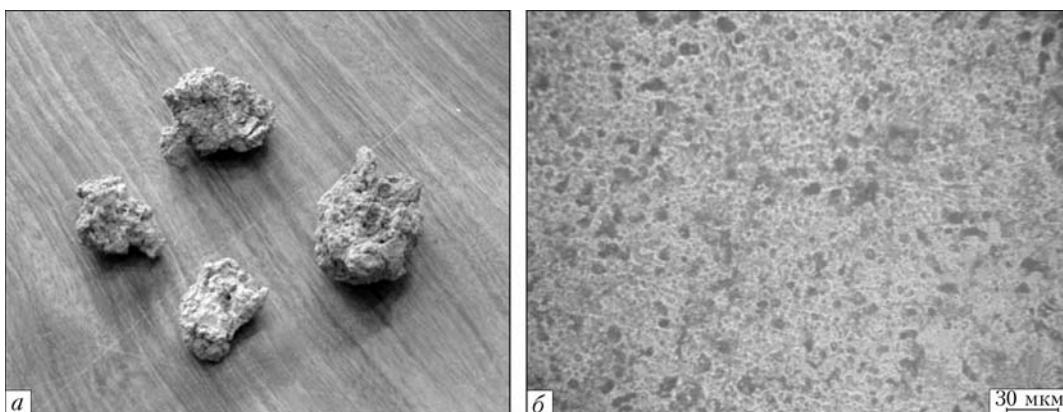


Рис. 1. Общий вид (а) и микроструктура (б) губки магниетермического циркония

100 г, составляет 900–1700 МПа. Такой большой разброс в значениях микротвердости объясняется тем, что циркониевая губка имеет множество пор, поэтому алмазная пирамидка при измерениях микротвердости может попадать на область микропор или на область микровключений. Измерения твердости циркониевой губки дают более стабильные значения 1300–1400 МПа.

Химический анализ полученного магниетермического циркония приведен в таблице. Сравнивая химический состав полученной циркониевой губки, видим, что количественный состав примесей, присутствующих в украинском магниетермическом цирконии, по некоторым примесям превышает данные для ASTM B 350 (США). Содержание углерода, железа, магния в некоторых партиях губки превышает допустимое. Некоторый разброс и повышение значений по содержанию примесей в губке объясняется недостаточной отработкой технологии получения губки в Институте титана. Видимо, температура и время выдержки полученной магниетермической губки в печи отжига не всегда соответствовали оптимальным. Этот процесс должен проходить всегда в постоянных условиях, обеспечивающих полное удаление остатка магния и хлорида магния из циркониевой губки. Повышенное содержание углерода можно объяснить вакуумными условиями высокотемпературного отжига циркониевой губки. В случае дальнейших переплавов циркониевой губки при получении сплавов на ее основе содержание железа снизится за счет испарения, а содержание углерода в циркониевой губке и сплавах на ее основе снизится за счет взаимодействия углерода и кислорода, находящегося в остаточных газах вакуумных установок.

Газовыделение из циркониевой губки при нагреве в вакууме. Качество циркониевой губки во многом определяет технологию подготовки шихты для получения конструкционных циркониевых сплавов и аппаратурное оформление плавильного производства. Поскольку все последующие термические (отжиг и спекание) и металлургические (вакуумно-дуговая и ЭЛП) процессы переработки губки будут проводиться в вакууме, необходимы данные по газоотделению из циркониевой губки

для выбора оптимальной аппаратурно-технологической схемы проектируемого производства.

Исследование газовыделения (термодесорбции) из образцов циркониевой губки проводили с помощью масс-спектрометра МС-7203. Методика эксперимента заключалась в медленном нагреве печи от комнатной до повышенной температуры с исследуемым образцом. При этом фиксировали изменение общего давления в камере печи и парциальное давление газов, выделившихся из образца. Исследовали опытные образцы различных сортов циркониевой губки отечественного производства, полученные в Институте титана, а также образцы зарубежной губки [4].

Содержание примесей в цирконии после различных операций, мас. %

Примесь	Исходная губка	Губка циркония после двух ЭЛП	Сплав Zr–1 % Nb, полученный методом ЭЛП	Губка циркония по стандарту ASTM B 350
Fe	0,22–0,57	0,05	0,055	0,15
Al	0,005–0,02	0,001	0,002	0,0075
Mn	0,002–0,003	0,002	0,0022	0,005
Si	0,003–0,02	0,002	0,0035	0,012
Ni	0,005–0,01	0,007	0,01	0,007
Cr	0,008–0,02	0,02	0,02	0,02
Cu	0,001–0,004	0,002	0,004	0,005
Pb	<0,003	0,0001	0,0001	–
Nb	0,009	0,009	0,97–1,2	–
Mg	0,05–0,25	0,0015	0,002	0,002
Ti	0,0035	0,002	0,004	0,005
Sn	<0,001	–	–	0,005
Mo	0,0025	0,0025	0,005	0,005
Ca	<0,0012	0,0003	0,0003	–
B	<0,002	0,00001	0,00001	0,00005
Co	0,0002	–	–	0,002
Cl	0,06–0,13	0,002	0,002	–
C	0,04	0,02	0,02	0,027
N	0,015	0,007	0,006	0,008
O	0,13–1,7	0,1	0,1	–

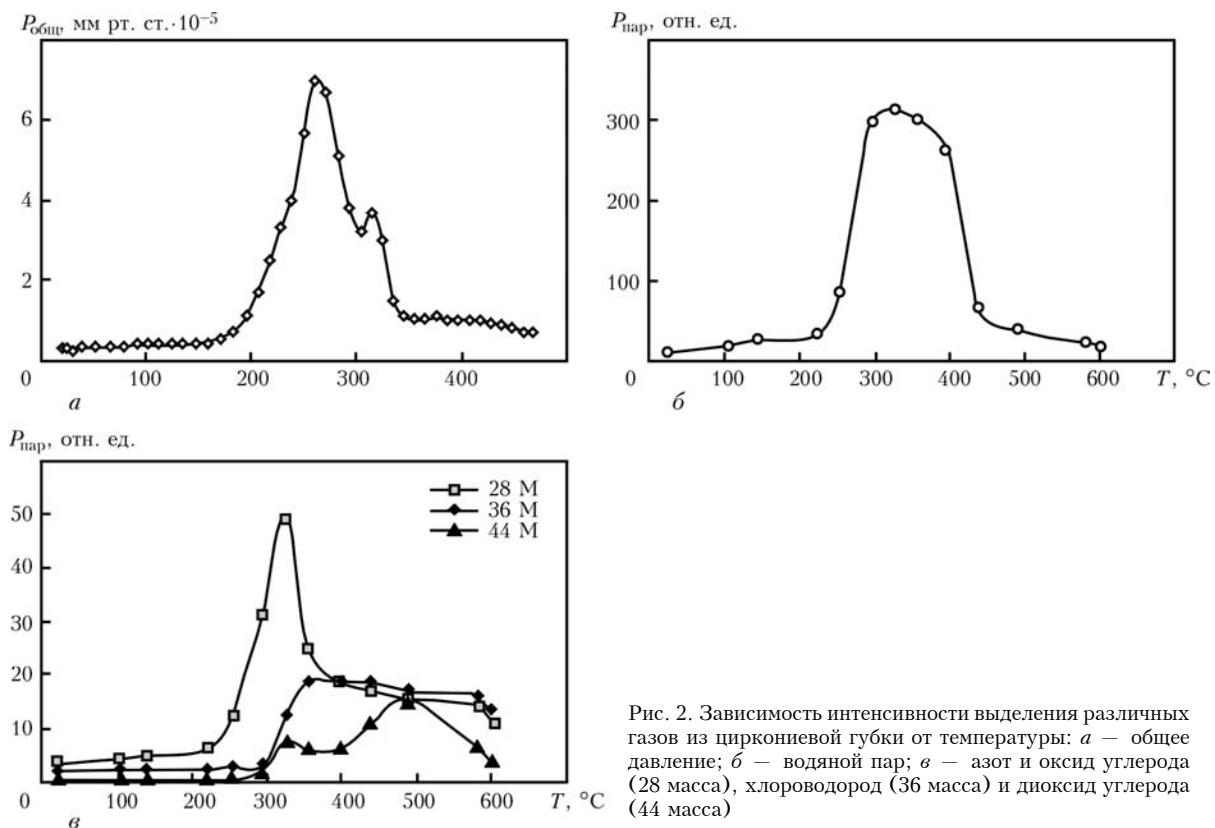


Рис. 2. Зависимость интенсивности выделения различных газов из циркониевой губки от температуры: *а* — общее давление; *б* — водяной пар; *в* — азот и оксид углерода (28 массы), хлороводород (36 массы) и диоксид углерода (44 массы)

Информацию о количестве газов, выделяющихся из металла, можно получить, измерив температурную зависимость общего и парциальных давлений при термодесорбции. На рис. 2 приведены кривые изменения общего давления и парциальных давлений выделившихся газов при нагреве образца опытной партии отечественной губки. Характер газовыделения и основные газовые компоненты, выделяющиеся из материала, для опытных образцов других партий губки подобны, исключение заключается в некотором смещении максимумов спектров газовыделения по шкале температур и различии интенсивности для некоторых газовых компонент.

Установлено, что интенсивное газовыделение из образцов циркониевой губки отечественного производства происходит в интервале $200\text{--}550^{\circ}\text{C}$. Основными газами, выделяющимися из циркониевой губки, являются: водород, водяной пар, оксиды углерода, хлороводород и некоторые другие соединения. Общее количество выделившихся газов составляет $0,08\text{--}0,23\%$ массы исследуемого образца, или $78\text{--}190\text{ cm}^3/100\text{ g}$. Определено процентное содержание основных компонентов, выделяющихся из циркониевой губки: максимальное выделение водяного пара составляет до 50%; оксидов углерода и азота около 17%, хлороводорода до 18–20% общего количества газовыделения.

Сравнение процессов газовыделения из образцов зарубежной и отечественной циркониевой губки показало, что динамика процесса и состав выделяющихся газов подобны [4], разница заключается в более высоком уровне выделения воды из отечественной губки.

Результаты проведенных исследований использованы при усовершенствовании разрабатываемой технологии магниетермического производства циркониевой губки и при разработке проекта циркониевого производства в Украине [5].

Исследование процесса ЭЛП магниетермического циркония. Выше отмечалось, что в некоторых образцах магниетермической циркониевой губки содержание некоторых примесей превышает допустимое их содержание и высказывалось предположение, что в процессе ЭЛП концентрация многих примесей в циркониевой губке должна снизиться. Сравнив концентрацию примесей в магниетермическом цирконии до и после ЭЛП, видим, что концентрация алюминия, железа, кремния, магния, марганца, меди и титана снизилась (см. таблицу).

Как видно из рис. 3, б микроструктура магниетермического циркония близка к микроструктуре йодидного циркония, чистые границы и такой же набор цветов при рассмотрении зерен циркония в поляризованном свете [6]. На некоторых образцах обнаруживаются включения разных размеров, не растворенные и находящиеся как в зернах, так и на границах зерен. Обнаруженные структурные явления можно объяснить наличием значительного загрязнения примесями, предположительно магнием или хлористым магнием (MgCl_2). Диаграмма состояний системы Mg-Zr предполагает практически полное отсутствие взаимной растворимости компонентов в жидком и твердом состояниях [7, 8]. Этот факт свидетельствует о том, что при проведении сепарации губки при ее производстве необходимо больше внимания уделять отгонке магния и MgCl_2 .

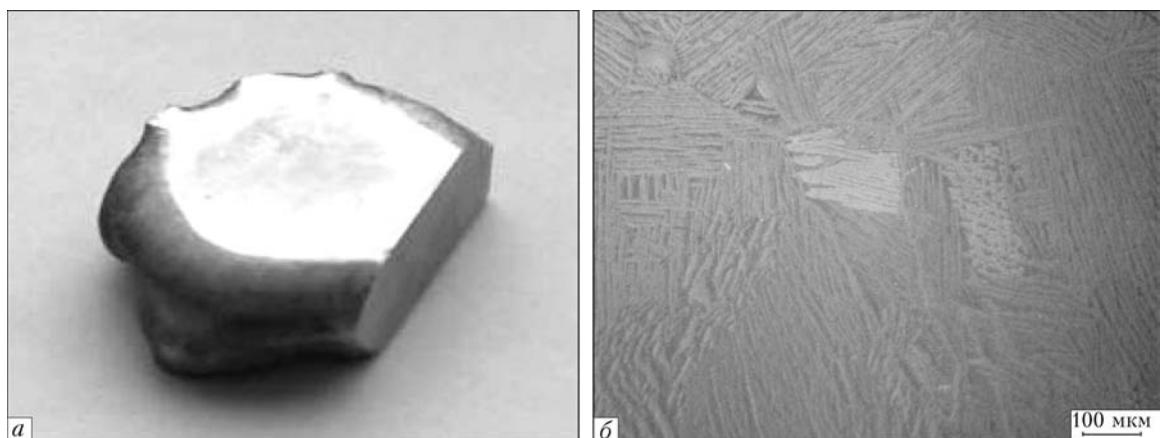


Рис. 3. Внешний вид слитка диаметром 45 мм и высотой 10 мм, полученного после ЭЛП, магнитермического циркония (а) и его микроструктура (б)

При измерении микротвердости при нагрузке 100 г получаем значение, равное или немного выше значения для йодидного циркония — 900–1150 МПа. Твердость магнитермического циркония после ЭЛП составляет 1350–1450 МПа, что немного выше, чем для электролитического циркония после ЭЛП, видимо, сказывается повышенное содержание кислорода в магнитермическом цирконии.

Рафинирование губки циркония, полученной по магнитермической схеме методом ЭЛП, показало, что исходный металл не имеет регулярного состава примесей и обогащен значительным количеством примесей как газообразующих, так и связанных с процессом получения металла (магний, $MgCl_2$ и др.). Следовательно, проведение дальнейших исследований по рафинированию магнитермического циркония позволит определенно выяснить, какие примеси и на каком этапе гидрометаллургического и восстановительного передела необходимо удалять, чтобы получить металл реакторной чистоты.

Исследование процесса выплавки сплава Zr–1 % Nb на основе магнитермического циркония в лабораторных условиях. Получение гомогенных по составу циркониевых сплавов представляет определенные трудности, связанные с разницей в свойствах легирующих элементов и основы сплава. Одним из методов изготовления бинарных лигатур является метод порошковой металлургии, заключающийся в смешивании порошков легирующих элементов с основой сплава и прессовании из полученной смеси таблеток небольшой массы, по размерам сравнимых с другими компонентами шихты. Такой метод позволяет получить лигатуры необходимого состава в виде однородной механической смеси порошков, спрессованной в таблетки, количество которых обеспечит равномерное распределение в шихте.

Для формирования таблеток лигатуры Zr–1 % Nb с оптимальной конечной плотностью и отсутствием потерь легирующих компонентов при их однородном распределении был выбран метод поэтапного прессования. Прессование проводили по

следующей схеме: засыпка около 50 % навески губки циркония, прессование при усилии не более 50 % рабочего; засыпка 50 % навески порошка ниобия и 50 % оставшейся губки циркония; прессование при усилии не более 50 % рабочего; засыпка оставшихся шихтовых материалов; окончательное прессование при рабочем усилии. Полученные таблетки использовали для выплавки сплава Zr–1 % Nb методом ЭЛП.

Химический состав сплава магнитермического циркония с 1 % ниобия после ЭЛП приведен в таблице, из которой видно, что полученные опытные образцы сплавов циркония отвечают требованиям, предъявляемым к химическому составу для материалов активной зоны ядерных реакторов на тепловых нейтронах.

Исследование микроструктуры, микротвердости и твердости сплавов на основе магнитермического циркония, полученных методом ЭЛП, показало, что микроструктура полученных сплавов на основе магнитермического циркония с 1 мас. % ниобия характерна для сплавов циркония и напоминает корзинчатое плетение. Основное поле и границы зерен чистые, не наблюдается выделений вторых фаз. Микротвердость и твердость данных сплавов соответствуют твердости и микротвердости штатных сплавов Э110 (HV 2040–2100 МПа, HB 1500–1700 МПа).

Выводы

1. Изучена структура и состав образцов исходной магнитермической губки циркония. Установлена нерегулярность состава губки: разброс данных по содержанию некоторых примесей в разных партиях губки и содержание углерода, железа, магния в некоторых партиях губки превышает допустимое.

2. Исследовано газовыделение из образцов магнитермической губки циркония. Основными газами, выделяющимися из губки, являются: водород, пары воды, оксиды углерода, хлорводород и некоторые другие. Общее количество выделившихся газов составляет 0,08–0,23 % массы образца. Интенсивное газовыделение происходит при температуре 200–550 °С. Динамика процесса и состав вы-

делившимся газов подобны таковым для губки западного производства.

3. Рафинирование магниетермической губки циркония отечественного производства методом ЭЛП показало эффективность этого метода при очистке циркониевой губки от алюминия, железа, кремния, магния, марганца, меди, титана. Структура полученного металла подобна структуре йодидного циркония, микротвердость составляет 1400 МПа.

4. Получены опытные образцы сплава Zr-1 % Nb и проведено исследование их состава, структуры и твердости. Показано, что по химическому составу, структуре и данным исследований твердости и микротвердости полученные опытные образцы сплавов циркония соответствуют требованиям, предъявляемым к материалам активной зоны ядерных реакторов на тепловых нейтронах.

5. Разработаны рекомендации по использованию результатов исследований для оптимизации процесса получения сплава Zr-1 % Nb на основе магниетермического циркония.

1. Получение сплава циркония и изделий из него в Украине / В.М. Ажажа, П.Н. Вьюгов, С.Д. Лавриненко, Н.Н. Пилипенко // Физика и химия обраб. материалов. – 2009. – № 1. – С. 5–8.
2. Пилипенко Н.Н. Исследования и разработки по получению ядерно-чистого циркония и сплава на его основе // Вопр. атомной науки и техники. Сер. Вакуум, чистые материалы, сверхпроводники. – 2009. – № 6. – С. 12–18.
3. Кондратьева И. Тернистый путь циркония // Укр. техн. газета. – 2012. – № 4 (209). – С. 8–9.
4. Термодесорбция из циркониевой губки отечественного производства при нагреве в вакууме // С.Д. Лавриненко, Н.Н. Пилипенко, П.Н. Вьюгов и др. // Тр. XIX Междунар. конф. по физике радиационных явлений и радиационному материаловедению, 6–11 сент. 2010, Алушта, Крым. – Харьков, 2010. – С. 128.
5. Видача вихідних даних для одержання зливка цирконію з його губки (Звіт про НДР (заключний) / В.М. Ажажа, С.Д. Лавриненко, М.М. Пилипенко та ін.: ННЦ ХФТІ. – № ДР 0108U008410. – Харків, 2008. – 133 с.
6. Исследование структуры и состава магниетермического циркония / С.Д. Лавриненко, Н.Н. Пилипенко, И.Г. Танцюра // Тез. докл. Междунар. конф. «Высокочистые материалы: получение, применение, свойства», 15–18 нояб. 2011г., г. Харьков. – Харьков, 2011. – С. 56.
7. Okamoto H. Mg-Zr (Magnesium-zirconium) // J. Phase Equilibria and Diffusion. – 2007. – 28, № 3. – Р. 305–306.
8. Бабкин В.М. Растворимость циркония в жидком магнии и сплаве МЛ5 // Металловед. и терм. обработка металлов. – 1968. – № 3. – С. 61–64.

ПРОЕКТ 4.8

Розробка технологічного процесу нанесення корозійно-та ерозійностійких карбідохромових покривтів на внутрішню та зовнішню поверхню складнопрофільних вузлів регулюючих пристрій промислової апаратури АЕС

УДК 621.793.3: 620.1: 620.17: 620.178.169

ПОВЫШЕНИЕ СТОЙКОСТИ СЛОЖНОПРОФИЛЬНЫХ ДЕТАЛЕЙ УЗЛОВ ЗАПОРНОЙ АРМАТУРЫ, ИСПОЛЬЗУЕМОЙ В ОБОРУДОВАНИИ АЭС И ТЭС

С.А. КРОХМАЛЬ, инж.
(ННЦ «Харьковский физико-технический ин-т» НАН Украины)

Для повышения стойкости узлов запорной арматуры, работающей в условиях высоких давлений и температуры, методом химического осаждения из газовой фазы получены слоистые карбидохромовые покрытия на изделия сложного профиля за один цикл при температуре осаждения 480–500 °C. Исследованы структура и физико-механические свойства данных покрытий. Толщина слоев покрытия может изменяться от 0,1 до 2 мкм, твердость такого покрытия, достигающая от 18 до 25 ГПа, превосходит твердость карбидов хрома. Кавитационная стойкость материала покрытия от 3 до 6 раз выше стойкости таких конструкционных материалов, как стали 20Х13, 12Х18Н10Т и ХВГ.

Ключевые слова: пиролитические карбидохромовые покрытия, структура, твердость, кавитационные испытания, эрозионная и коррозионная стойкость

В процессе эксплуатации в условиях комплексного воздействия высоких температур и давлений узлы запорной арматуры контуров охлаждения подвергаются коррозионному и эрозионному износу.

© С.А. КРОХМАЛЬ, 2012

Наибольшему воздействию, как правило, подвергаются поверхностные слои материалов, на которые воздействуют агрессивные среды, высокая температура, различные силовые нагрузки, движущиеся абразивные частицы и т. д., а также различные комбинации этих факторов. Увеличить срок службы деталей можно с помощью нанесения коррозионно- и эрозионностойких покрытий на рабочие поверхности этих деталей. Одними из наи-

более перспективных покрытий, обеспечивающих высокие механические и химические свойства защитных слоев, могут быть многослойные покрытия Cr/CrC [1, 2]. Они по своим трибологическим характеристикам и адгезионной прочности заметно превосходят покрытия из однородного карбида хрома Cr₃C₂. Так, в условиях жесткого абразивного износа и сухого трения такие покрытия были в 3 раза более стойкими, чем однородный карбид хрома Cr₃C₂.

Сложный профиль поверхности покрываемых деталей накладывает определенные ограничения на выбор возможных способов осаждения качественных защитных покрытий. Метод химического осаждения из газовой фазы позволяет наносить покрытия с высокими скоростями осаждения на детали сложного профиля, внутри глухих полостей и на поверхности с сильно развитым рельефом при температуре процесса 450–500 °C [3]. Использование в качестве прекурсора хромоорганической жидкости (ХОЖ) «Бархос» для химического осаждения из газовой фазы позволяет получать покрытия со слоистой структурой, которые имеют повышенную коррозионную и эрозионную стойкость. Чередующиеся слои покрытия представляют собой слои относительно чистого хрома и слои карбидов хрома. Химическое осаждение из газовой фазы — атомарный процесс, при котором покрытие образуется из отдельных атомов, что обуславливает максимальную плотность покрытия и воспроизведение поверхности подложки. За счет этого свойства процесса пиролитические карбидохромовые покрытия, получаемые таким способом, уже при малых толщинах не имеют сквозной пористости. Относительная простота оборудования, используемого для осаждения из газовой фазы, представляет собой дополнительный интерес.

Цель настоящей работы заключалась в осаждении равномерного по толщине покрытия на поверхности изделия сложного профиля за один этап с высокой скоростью осаждения и исследовании коррозионной и эрозионной стойкости получаемых покрытий. Для решения данной задачи использовали метод химического осаждения из газовой фазы технического продукта ХОЖ «Бархос», выпускаемого промышленным способом (ТУ 1149–78). В соответствии с этим была проведена модернизация лабораторной установки применительно к форме покрываемого изделия, которая обеспечила достаточно равномерный нагрев изделия, эффективный подвод реагента к покрываемой поверхности и отвод газообразных продуктов распада, образующихся в процессе осаждения покрытия.

Материалы и методы. Технический продукт ХОЖ «Бархос» представляет собой смесь гомологов бис-ареновых соединений хрома с содержанием хрома на уровне 17 %. Осаждение покрытий на подложки из стали ХВГ, 08Х18Н10Т и 12Х18Н10Т производили на лабораторной установке, модернизированной применительно к зада-

че осаждения на изделия со сложным профилем поверхности, принципиальная схема которой приведена в работе [4]. Подготовку поверхности образцов из сталей 08Х18Н10Т и 12Х18Н10Т перед осаждением проводили в смеси кислот H₂SO₄, HCl, HNO₃ (1:3:1), а образцы из стали ХВГ травили в HNO₃ (конц.) с последующей промывкой водой и сушкой на воздухе непосредственно перед процессом. Подачу реагента к поверхности покрываемого изделия проводили через прогреваемое распределительное сопло. Изделие и сопло внутри кварцевого реактора нагревали индукционным способом. Реакционный объем откачивали до давления 5·10⁻² торр.

Исследование твердости полученных покрытий проводили на поперечных шлифах образцов микротврдомером ПМТ-З по стандартной методике при нагрузках 0,2 и 0,5 Н и наноиндентором «Nano Indentor G-200» (MTS Nano Instruments). Наноиндентирование проводили по следующей схеме: поиск поверхности образца (скорость сближения 10 нм/с), рост нагрузки на индентор до тех пор, пока не будет достигнута глубина 200 нм, выдержка при этой нагрузке 10 с, снижение нагрузки на 90 %, выдержка при постоянной нагрузке в течение 100 с для измерения теплового дрейфа, полная разгрузка индентора. Точность измерения глубины отпечатка — 0,01 нм, нагрузка на индентор — 50 нН.

Структуру поперечного шлифа покрытия выявляли травлением реагентом Мураками. Адгезию покрытия к подложке оценивали качественно, индентированием пирамидки Виккерса в границу покрытие–подложка при нагрузке 0,5 Н. Шероховатость поверхности определяли профилографом-профилометром ПП-283. Кавитационную стойкость пиролитических карбидохромовых покрытий изучали на установке МСВ-1, разработанной в ННЦ ХФТИ. Испытания проводили при ультразвуковых колебаниях с частотой 20 кГц и амплитуде колебаний 30 мкм в дистиллированной воде. Расстояние между торцом излучателя и образцом составляло примерно 0,5 мм. Разрушение образцов измеряли гравиметрическим методом. Точность измерений составляла 0,015 мг.

Содержание углерода в покрытии определяли рентгеновским микроанализатором, сравнивая исследуемый образец с эталонным образцом хрома. Диаметр области анализа не превышал 2 мкм, а глубина анализа — 1 мкм. Рентгеноструктурный анализ покрытия проводили на установке «ДРОН-3» для λ Cu-K_α при напряжении $U = 30$ кВ и токе $I = 20$ мА.

Результаты и обсуждение. В ходе экспериментов получены пиролитические карбидохромовые покрытия толщиной до 70 мкм с горизонтально-слоистой структурой, обеспечивающей наилучшие защитные характеристики. Покрытия наносили как на плоские образцы, удобные для приготовления шлифов, так и на макеты изделия сложного

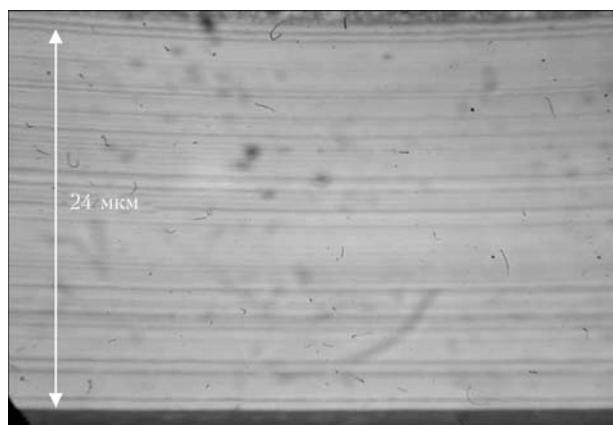


Рис. 1. Структура пиролитического карбидохромового покрытия, полученного при $T_{oc} = 480\text{--}500^{\circ}\text{C}$

профиля. Характерная структура покрытий, полученных в ходе экспериментов при температуре осаждения $480\text{--}500^{\circ}\text{C}$, приведена на рис. 1. Более светлые слои покрытия соответствуют слоям с большим содержанием карбидов хрома, а более темные — слоям относительно чистого хрома.

Критерием для определения качества сцепления было отсутствие трещин. Трещин при индентировании в границу раздела не возникало. В случае неудовлетворительной адгезии образуется трещина вдоль границы, длина которой тем больше, чем хуже адгезионная прочность покрытия. Иллюстрация индентирования в границу раздела подложка—покрытие приведена на рис. 2.

Известно, что шероховатость поверхности оказывает существенное влияние на коррозионную и эрозионную стойкость поверхности. Измерение шероховатости покрытия, получаемого на поверхности макета изделия, производили с помощью медной фольги, прикрепленной к сферической поверхности макета. Исходная шероховатость поверхности фольги Ra $0,08\text{--}0,16$ $\mu\text{м}$, после нанесения покрытия Ra $0,2\text{--}0,3$ $\mu\text{м}$. На рис. 3 представлена характерная морфология поверхности покрытия, полученного на подложках с различной степенью шероховатости, на поверхности фольги (нижняя часть рис. 3) и поверхности макета с исходной шероховатостью Ra $1,25\text{--}2,5$ $\mu\text{м}$ (верх-

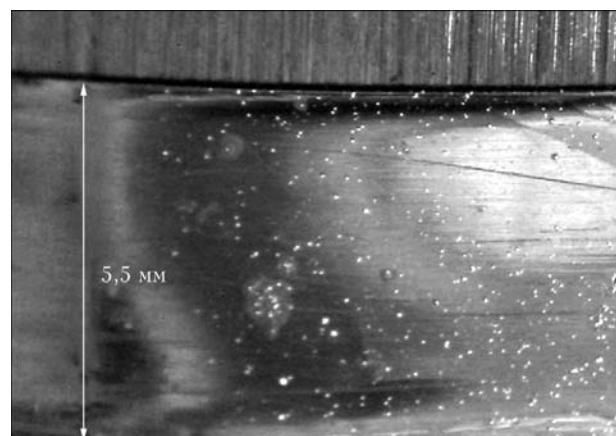


Рис. 3. Морфология поверхности пиролитического карбидохромового покрытия

няя часть рис. 3). Видно, что на достаточно гладкой поверхности покрытия присутствуют хаотично расположенные куполообразные образования, характерные для покрытий, получаемых из технического продукта ХОЖ «Бархос». Такой эффект связан с тем, что покрытие формируется в условиях адсорбции на растущей поверхности как основного продукта, так и побочных продуктов синтеза, содержащихся в небольшом количестве в техническом продукте ХОЖ, которые являются катализатором процесса термораспада данного реагента. Это одна из причин образования куполообразных образований на поверхности покрытия. Покрытия, получаемые из очищенной ХОЖ, имеют гладкую поверхность и слоистую внутреннюю микроструктуру [5].

Результаты исследования твердости приnano-индентировании полученных слоистых покрытий по толщине покрытия приведены на рис. 4. Расстояние между соседними точками измерений составляло 3 $\mu\text{м}$. Сопоставление результатов микро- и наноиндентирования данных проведено нами ранее в работе [6].

Твердость покрытия у подложки выше и достигает 25 ГПа. По мере удаления от подложки твердость снижается до 18–20 ГПа. Выбор оптимальной глубины индентирования осуществляли исходя из размеров радиуса скругления индентора и погрешности измерений соответствующей данному радиусу, а также минимизации размеров области индентирования. Следует отметить, что поскольку толщина слоев покрытия изменяется от 0,1 до

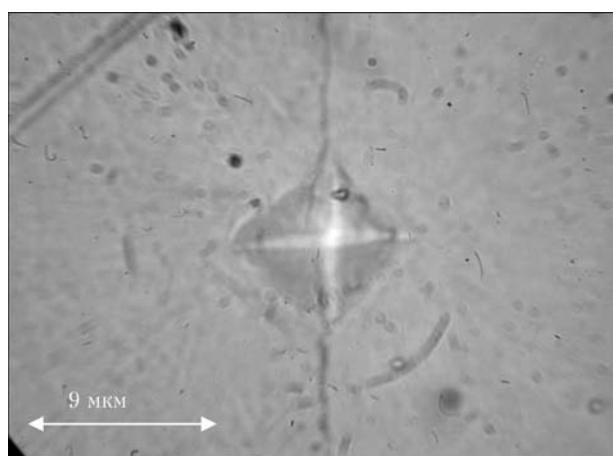


Рис. 2. Индентирование в границу раздела подложка—покрытие

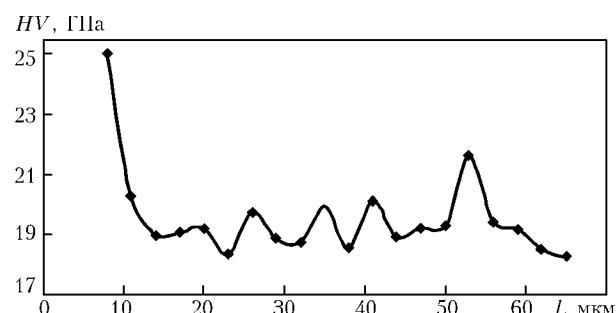


Рис. 4. Изменение твердости пиролитического карбидохромового покрытия по толщине

2 мкм, а размер области индентирования на глубину 200 нм пирамидкой Берковича составляет 1 мкм для восстановленного отпечатка и 1,5 мкм для невосстановленного отпечатка, то при измерении получали усредненные значения твердости нескольких слоев покрытия. Логично предположить, что твердость карбидных слоев будет выше. Повышение твердости таких покрытий может быть связано с их структурными особенностями. Измененные значения модуля Юнга лежали в интервале 280–340 ГПа и коррелировали с изменением твердости.

Эксплуатационные свойства защитных покрытий определяются не только одним параметром, например, твердостью. Наличие высоких защитных характеристик по некоторым параметрам, ответственным за стойкость покрытия в реальных условиях их работы, обеспечивает усиление его эксплуатационных характеристик. Условия кавитационных испытаний пиролитических карбидохромовых покрытий и условия работы запорной арматуры второго контура охлаждения АЭС и ТЭС достаточно похожи. Исследования эрозионной стойкости слоистых пиролитических карбидохромовых покрытий и материалов, используемых в различных узлах контуров охлаждения АЭС и ТЭС, приведены на рис. 5. Они свидетельствуют о том, что стойкость данных покрытий к кавитационному износу в 5 раз превышает стойкость стали 12Х18Н10Т, применяемой при изготовлении узлов запорной арматуры, работающей в условиях высоких температур и давлений.

На рентгенограмме, полученной при рентгеноструктурных исследованиях поверхности пиролитического карбидохромового покрытия, нанесенного на подложку из стали 08Х18Н10Т, видны только линии α -железа (110), (200) и (220). Линии хрома на рентгенограмме поверхности карбидохромового покрытия толщиной 20 мкм не видно, несмотря на то, что по данным рентгеновского флуоресцентного анализа высокое содержание хрома в покрытии не вызывает сомнения. Следует отметить, что линии хрома и железа достаточно близки и возможно их наложение. Пояснением этого факта может быть

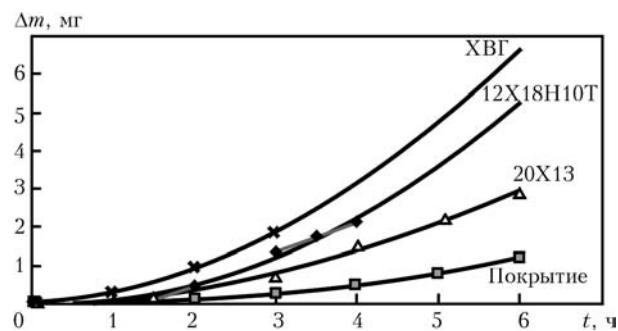


Рис. 5. Сравнение кавитационной стойкости пиролитического карбидохромового покрытия и конструкционных материалов

также и то, что данные покрытия рентгеноаморфны, о чем свидетельствует достаточно большое количество публикаций.

По данным рентгеновского микроанализа, содержание углерода в покрытиях с горизонтально-слоистой структурой колебалось от 2 до 9 мас. % по всей толщине покрытия. Толщина слоев в таких покрытиях колеблется в пределах от десятых долей микрометра до 1–2 мкм в зависимости от условий проведения процесса. Сами чередующиеся слои покрытия сильно отличаются между собой по процентному содержанию углерода, который находится как в свободном, так и в связанном виде. Так, по данным работ [7] содержание углерода в покрытиях, полученных в процессе пиролиза бис-ареновых соединений хрома, может изменяться от 0,1–0,2 до 20 мас. %. Однако, учитывая соотношение размеров анализируемого объема и слоев покрытия, а также то, что они не имеют четкой границы по составу, результаты измерений практически совпадают с данными других исследований.

Фотографии, полученные в процессе электронно-микроскопических исследований поверхности излома пиролитического карбидохромового покрытия при температуре осаждения 480–500 °C, приведены на рис. 6. На рис. 6, б хорошо видно, что покрытие имеет горизонтально-слоистую структуру, характерную для покрытий, полученных при такой температуре. Толщина наиболее тонких слоев, видных при таком увеличении, до-

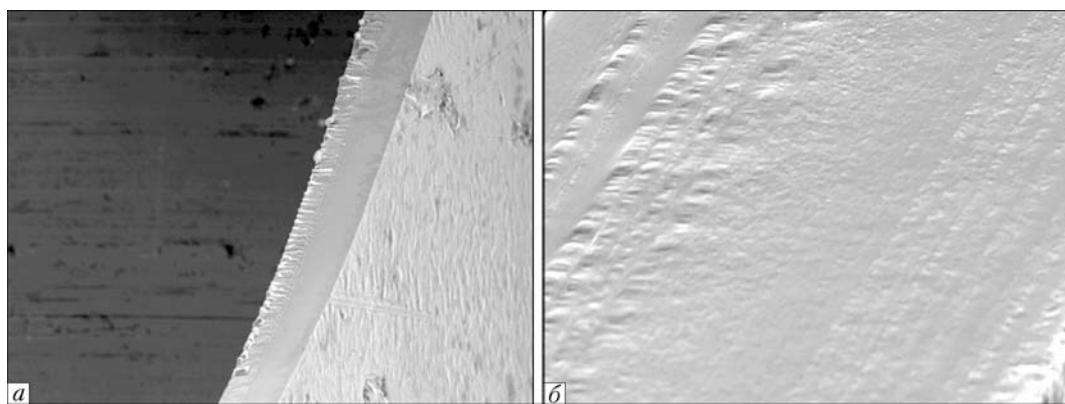


Рис. 6. Электронно-микроскопические изображения излома пиролитического карбидохромового покрытия: а — общий вид излома, $\times 1000$; б — фрагмент поверхности излома, $\times 7000$

стигает порядка 100 нм. Структурные элементы, входящие в состав таких слоев, могут быть еще меньше.

Следует отметить, что в отличие от слоистых покрытий, получаемых методами физического осаждения из газовой фазы, данные покрытия не имеют четкой границы между слоями, изменение состава слоя происходит не сразу, что должно положительно сказываться на напряжениях, возникающих обычно на границе раздела материалов с разными механическими свойствами. Кроме того, как показали предыдущие исследования, данные покрытия имеют высокую коррозионную стойкость, превышающую стойкость однородного хрома и карбидов хрома [8].

Выводы

1. Получены адгезионно-прочные пиролитические карбидохромовые покрытия с горизонтально-слоистой структурой на изделиях со сложным профилем поверхности за один цикл осаждения. Толщина слоев такого покрытия изменяется в пределах от 0,1 до 1–2 мкм.

2. Кавитационный износ таких покрытий в 5 раз меньше износа стали 12Х18Н10Т, применяемой при изготовлении ответственных узлов запорной арматуры.

3. Для более детального определения структуры, состава и свойств данных покрытий необходимы дополнительные исследования с использовани-

ем современной электронной микроскопии, рентгеновского микроанализа и рентгеновской фотоэлектронной спектрометрии.

1. *Tribological performance of chromium/chromium carbide multilayers deposited by r.f. magnetron sputtering* / M.A. Gomez, J. Romero, A. Lousa, J. Esteve // Surface & Coatings Technol. – 2005. – № 200. – Р. 1819–1824.
2. *Multilayer chromium based coatings grown by atmospheric pressure direct liquid injection CVD* / F. Maury, A. Douard, S. Delclos et al. // Ibid. – 2009. – № 204. – Р. 983–987.
3. *Осаждение пленок и покрытий разложением металлоорганических соединений* / Б.Г. Грибов, Г.А. Домрачев, Б.В. Жук и др.; под ред. Г.А. Разуваева. – М.: Наука, 1981. – 322 с.
4. *Захиста сварного шва ремонтных переходников для трубопроводов АЭС карбидохромовыми покрытиями, получаемыми путем пиролиза хромоорганических соединений* / С.А. Крохмаль, Т.Н. Зуева, Б.М. Широков, И.Г. Водольянова // Механіка та машинобудування. – 2007. – № 2. – С. 110–117.
5. *Поликарпов В.Б. Влияние органических соединений на процесс осаждения хрома, молибдена и вольфрама при термическом разложении их π-комплексов: Дис. ... канд. хим. наук.* – Горький, 1986. – 187 с.
6. *Крохмаль С.А., Толмачева Г.Н. Микро- и наноиндентирование пиролитических карбидохромовых покрытий* // Физ. инженерия поверхности. – 2011. – 9, № 4. – С. 256–262.
7. *Микроструктура и микротвердость хромовых покрытий, полученных пиролизом бис-ареновых комплексов хрома* / В.Б. Поликарпов, А.С. Лузин, В.А. Додонов, Н.В. Фельдман // Применение металлоорганических покрытий и материалов: Тез. докл. 4-го Всесоюз. совещ., Горький, 1983. – М.: Наука, 1983. – С. 142–144.
8. *Крохмаль С.А., Широков Б.М. О возможности использования металлоорганических соединений хрома для защиты деталей и технологической оснастки, используемой для работы в агрессивных средах* // Вісн. Нац. техн. ун-ту «ХПІ». Тем. вип. «Хімія, хімічна технологія та екологія». – 2007. – № 32. – С. 47–54.

ПРОЕКТ 4.9

Впровадження на енергоблоках АЕС України ефективних методів неруйнівного контролю для оцінки напружено-деформованого стану та залишкового ресурсу корпусів реакторів та трубопроводів

УДК 669.018.2

ВПРОВАДЖЕННЯ НА ЕНЕРГОБЛОКАХ АЕС УКРАЇНИ ЕФЕКТИВНИХ МЕТОДІВ НЕРУЙНІВНОГО КОНТРОЛЮ ДЛЯ ОЦІНКИ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ ТА ЗАЛИШКОВОГО РЕСУРСУ КОРПУСІВ РЕАКТОРІВ ТА ТРУБОПРОВОДІВ

Академік НАН України **І.М. НЕКЛЮДОВ, Л.С. ОЖИГОВ**, канд. фіз.-мат. наук, **С.В. ГОЖЕНКО**, канд. техн. наук,
В.В. ПЕТУХОВ, І.М. ШАПОВАЛ, С.В. ШРАМЧЕНКО, наук. співробітники
(ННЦ «Харківський фізико-технічний інститут» НАН України)

Розроблена, виготовлена та випробувана установка для вирізки темплетів з корпусу реактора та зняття концентраторів напруг, що виникли у результаті цієї вирізки. Відпрацьована технологія та режими вирізки темплету і шліфовки поверхні з використанням системи СК-187МЮ в умовах спецкорпусу ЮУ АЕС. З дистанційним керуванням проведено вирізку темплету з іміатора корпусу реактора та послідувуючу шліфовку поверхні для зняття концентраторів напруг. Виконано діагностичний контроль напруженого-деформованого стану трубопроводів за допомогою магнітних методів та виявлені несуцільності, які виникали під час експлуатації. Методом конечних елементів проведено аналіз напруженого-деформованого стану трубчастки парогенераторів.

Ключові слова: енергоблок, корпус реактора, темплет, електроерозійна вирізка, напружене-деформований стан, магнітні методи, конечно-елементна модель

Розробка, виготовлення та випробування обладнання для вирізки темплетів з корпусу реактора. Роботи по продовженню термінів експлуатації ВВЕР-1000 України знаходяться на стадії практичної реалізації. Це обумовлює потребу у з'ясуванні реального складу та властивостей металу корпусів реакторів енергоблоків, що знаходяться в експлуатації. У теперішній час фактичні властивості металу можуть бути отримані тільки при дослідженнях у лабораторних умовах темплетів, що вирізані з цих корпусів [1]. Потреба подальшої експлуатації корпусів після контролю обумовлює використання для вирізки темплетів методів, що спричиняють мінімальні пошкодження. Електроерозійні методи задовільняють цьому критерію та допускають автоматизацію процесу вирізки [2]. ННЦ ХФТІ накопичив багатий досвіт по вирізанню темплетів з трубопроводів енергоблоків України електроерозійними методами та по дослідженням металу методами мікрораззіків [3]. Метою даної роботи є розробка методики вирізки темплетів з корпусів ВВЕР-1000 та доводка конструкції відповідного обладнання в умовах, що відповідають роботі в гермозоні енергоблоکа та дистанційного керування технологічними процесами реактора. Актуальність роботи, зокрема, обумовлена необ-

хідністю вирізки темплетів з корпусу реактора енергоблоку № 2 ВП ЮУ АЕС для уточнення схильності до радіаційного окрихчування металу.

Відбір зразка металу (темплета) з корпусу реактора потребує виконання двох послідовних операцій: вирізання темплета та зняття з поверхні корпусу реактора концентраторів напруг, що виникли у результаті цієї вирізки.

Робота устаткування для вирізання темплетів заснована на електроерозійній прошивці жорстким пластинчастим електродом в стінці корпусу реактора криволінійної впадини до відділення темплета [4, 5]. При підготовці устаткування для вирізки темплетів з корпусу була виконана низка заходів щодо забезпечення надійної роботи з електропропідною робочою рідиною, автоматизації роботи, мінімізації товщини прошиваних впадин, фіксації вирізаних зразків металу в корпусі вузла вирізки і т. п.

Зовнішній вигляд модуля вирізки темплета представлений на рис. 1.

Всі елементи вузла змонтовані на підставці 5, положення якої відносно корпусу реактора задається мікрометричними опорами 6. Опори обмежують глибину електроерозійної обробки. Сервопривід 4 здійснює обертання механізму важеля 2. Обертання від сервоприводу до механізму передається через рухоме з'єднання 3 з проміжною ланкою — електромагнітом. Електромагніт періо-

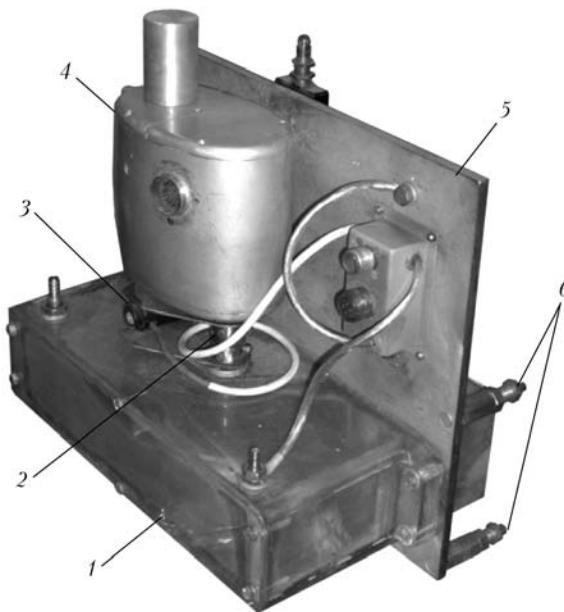


Рис. 1. Модуль електроерозійної вирізки темплетів жорстким електродом: 1 – кювета; 2 – механізм важеля; 3 – рухоме з’єднання; 4 – сервопривід; 5 – підставка; 6 – мікрометричні обмежувальні опори

дично подовжньо вібрує механізм важеля і, відповідно, електрод. Це інтенсифікує процес усунення шламів з прошиваної впадини. Електромагніт та кож розриває контакт електрода із стінкою прошиваної впадини при закорочуванні.

Електрод для вирізки малих темплетів змонтовані на діелектричній прокладці механізму важеля. Його розмір визначається розмірами темплету, що планується вирізати.

На штанзі маніпулятора для контролю корпусу реактора СК-187 вузол електроерозійної вирізки монтується за допомогою транспортної платформи. Основним елементом платформи є двокоординатний електропривід, який переміщається перпендикулярно і паралельно поверхні корпусу реактора за допомогою ходових гвинтів, сполучених з електродвигунами.

При вирізанні темплету на поверхні корпуса реактора утворюється впадина, яка є концентра-

тором напруг. Перед тим, як продовжувати експлуатацію корпусу, поверхня у місці вирізки темплета шліфується. Модуль для виконання цієї операції представлено на рис. 2.

На основі модулю змонтовані привід сканування шліфувальних кругів 1 та плата управління 2, які забезпечують поодиноку подачу абразивних кругів до зони шліфування. На осі приводу сканування змонтовано телескопічний привід поперечної подачі кругів 3. Привід поперечної подачі, на якій змонтовано електродвигун обертання абразивних кругів 4 і 5, задає величину заглиблення кругів в тіло корпусу реактора.

Спочатку жорстким абразивним кругом вилучається метал навколо впадини для усунення нерівностей, а потім пелюстковим кругом понижують шорсткість поверхні. Синхронізація поперечної подачі кругів модулем та паралельної подачі модуля в цілому забезпечує обробку поверхні до відповідної якості.

Налагодження та випробування устаткування проводили на стендах ННЦ ХФТІ та ЮУ АЕС. Імітатором корпусу реактора є сталева пластина завтовшки близько 10 мм, зігнута з радіусом близько 2 м.

До поверхні корпусу реактора модулі подаються маніпулятором системи СК-187, їх розташування відносно імітатора представлено на рис. 3.

Гнучкий провід завдовжки близько 50 м злучає модулі з блоками живлення і управління.

Для забезпечення безпеки при роботі на корпусі реактора устаткування електрооживиться через розділовий регульований трансформатор. Генератор, виготовлений на базі швидких IGBT транзисторів, забезпечує імпульсне електрооживлення електроерозійного електрода, генеруються імпульси амплітудою до 400 В при допустимому струмі до 200 А. Візуальний контроль за роботою модулів забезпечує система відеоспостереження з розташованими біля корпусу реакторами WEB-камерами.

На рис. 4 представлена вирізаний темплет для дослідження складу і структури металу та поверхні після шліфування. Вирізка темплета таких розмірів займає робочу зміну.

Таким чином, розроблена, виготовлена та випробувана установка для вирізки темплетів з корпусу реактора та зняття концентраторів напруг, що виникли у результаті цієї вирізки. Відпрацьована технологія та режими вирізки темплета і шліфовки поверхні з використанням системи СК-187МЮ в умовах спецкорпусу ЮУ АЕС. З дистанційним керуванням проведено вирізку темплета з імітатора корпусу реактора та послідувуючу шліфовку поверхні для зняття концентраторів напруг.

Діагностичний контроль напружено-деформованого стану металу зварних з’єднань №111 енергоблоків АЕС за допомогою магнітних методів. Виконувались роботи з дослідження напружено-деформованого стану основного металу та зварних з’єднань трубопроводів АЕС. Для проведення ді-

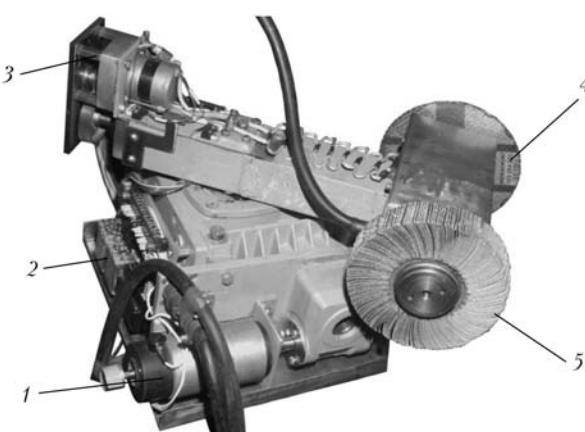


Рис. 2. Модуль шліфування поверхні корпусу реактора: 1 – привід сканування шліфувальних кругів; 2 – плата управління; 3 – привід поперечної подачі кругів; 4 – жорсткий абразивний круг; 5 – пелюстковий абразивний круг

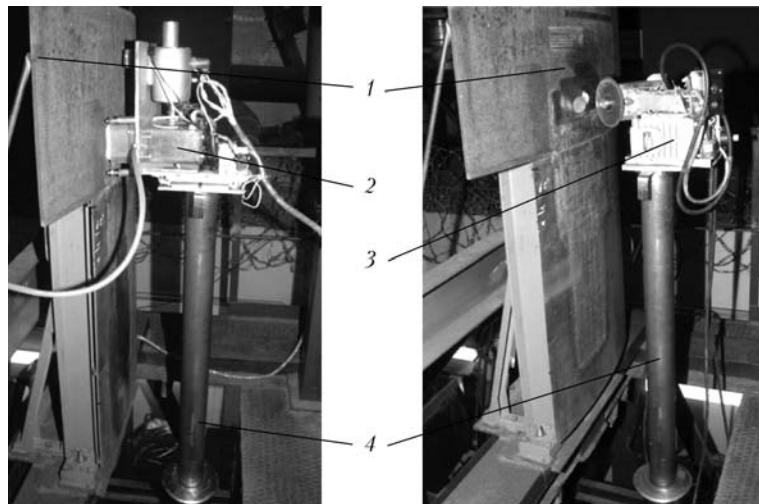


Рис. 3. Розташування модулів на стенді ЮУ АЕС: 1 – імітатор корпусу реактора; 2 – модуль електроерозійної вирізки; 3 – модуль шліфування; 4 – телескопічна штанга маніпулятора

агностичного контролю застосовували магнітні методи: метод коерцитивної сили і метод магнітної пам'яті металу.

Щорічно протягом планово-попереджуvalьних ремонтів на енергоблоках АЕС проводяться дослідження напруженого-деформованого стану металу зварних з'єднань № 111 приварки колектора теплоносія до патрубку корпусу парогенератора енергоблоків атомних електростанцій України. Результати контролю систематизуються і вносяться в «Каталог даних неруйнівного контролю напруженого-деформованого стану корпусів реакторів типу ВВЕР-1000 і трубопроводів АЕС» [6]. Каталог дозволяє наочно показати наявність зон з високою неоднорідністю напруженого-деформованого стану і зон концентрації напружень в металі. За допомогою каталогу відстежується динаміка змін напруженого-деформованого стану металу і перерозподілів зон концентрації напружень під впливом умов експлуатації.

На рис. 5 подані результати контролю магнітними методами напруженого-деформованого стану металу зварного з'єднання № 111 приварки патрубку Ду-1200 до гарячого колектора парогенератора одного з енергоблоків. По отриманим результатам контролю методом магнітної пам'яті визначена зона концентрації напружень (ЗКН) на зварному шві (інтервал від 310 до 340°). Результати контролю методом коерцитиметрії показують, що на цьому інтервалі зварного шва максимальні напруження. Це говорить про те, що дані вимірювань двома магнітними методами добре корелюють та доповнюють одне одного. Проведені пізніше дослідження з використанням кількох методів руйнівного контролю показали наявність несуцільності в металі зварного шва та зони навколо шва, що підтверджує достовірність результатів, отриманих методами коерцитиметрії та магнітної пам'яті металу.

Дослідження напруженого-деформованого стану вузлів парогенератора ПГВ-1000М методами неруйнівного контролю та моделювання. Критич-

ними елементами парогенераторів ПГВ-1000М є теплообмінні трубки (ТОТ), колектори і, зокрема, вузол приварювання колектора до парогенератора – зварне з'єднання № 111. Під час експлуатації утворення та подальший розвиток дефектів залежить від розташування елемента конструкції у тривимірному просторі парогенератора (локальні умови – тиски, температурні поля, корозійне навантаження, шлам), від часу та інших факторів. Різний напруженого-деформований стан металу ТОТ та інших елементів конструктиву визначає у великій мірі подальший характер еволюції дефектної структури.

Для визначення напруженого-деформованого стану металу використовують неруйнівні методи контролю матеріалу, методи моделювання, аналітичні та чисельні методики. При розв'язанні задач розрахунку напруженого-деформованого стану елементів обладнання АЕС складної просторової геометрії, які знаходяться під впливом залежних від часу

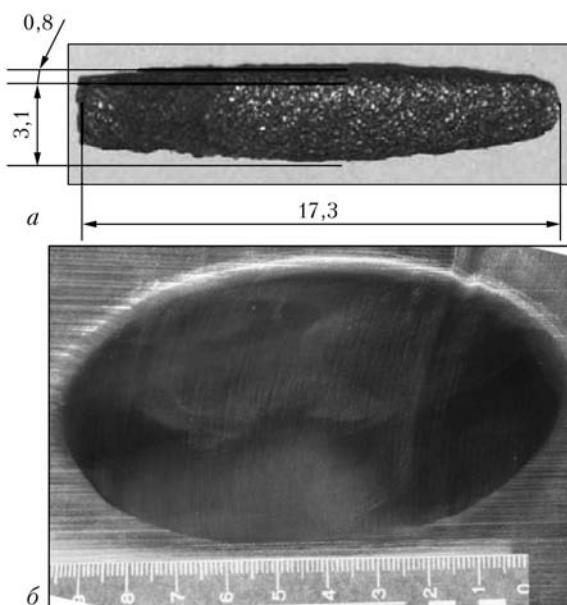


Рис. 4. Темплет (а) та поверхня імітатора на ділянці вирізки цього темплета після шліфування (б)

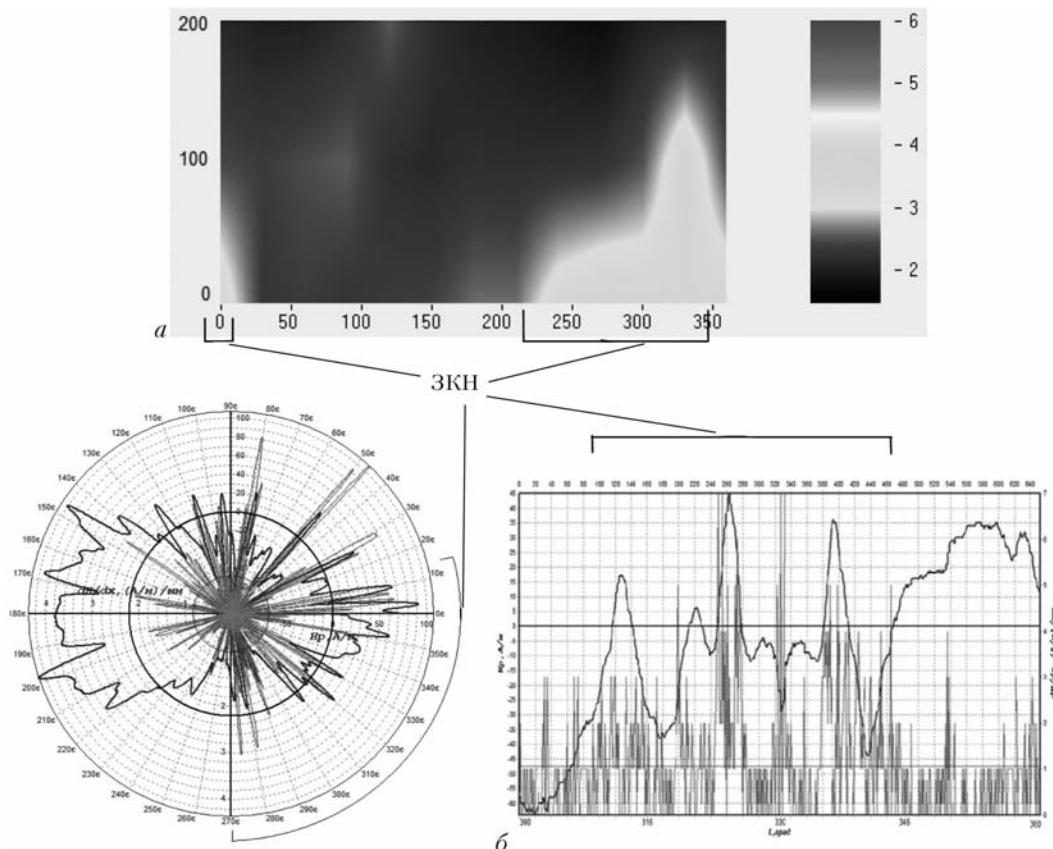


Рис. 5. Результати контролю напруженого-деформованого стану зварного шва № 111 та зони навколо шва методами коерцитиметрії (а) та магнітної пам'яті (б)

термічних і механічних навантажень, застосовуються методи моделювання на основі граничних елементів, конечних елементів, скінчено-різницеві та ін. Серед них використовується метод конечних елементів (МКЕ) [7], для якого характерними є широка сфера придатності, інваріантність відносно геометрії конструкції та механічних властивостей матеріалів, простота щодо врахування взаємодії конструкції з зовнішнім середовищем, можливість великою мірою автоматизувати всі етапи розрахунку. Для розрахунків напруженого стану обладнання ядерних енергетичних установок під впливом відповідних умов експлуатації навантажень використовуються спеціалізовані програмні комплекси, такі як ABAQUS, ANSYS, COM-SOL, MARC, SPACE-RELAX та ін., що базуються на чисельному моделюванні з використанням МКЕ.

Складовою частиною даної роботи був аналіз напруженого-деформованого стану вузлів парогенератора ПГВ-1000М за допомогою моделювання МКЕ і створення на основі досліджених елементів обладнання повномасштабної конечно-елементної моделі напруженого-деформованого стану трубчатки парогенератора в статичних (або квазістационарних) умовах експлуатації.

Були визначені об'єкти конструктиву ПГ для їх досліджень методом моделювання. В першу чергу це ділянки ТОТ, що знаходяться в зонах поблизу місця закріплення труб до дистанційно-решіткових решіток, на вільному просторі між решітками,

особливо в області між трубними рядами 85-100 між дистанційно-решітковими решітками 1-4 від гарячого колектора у напрямку холодного торця, зони згину труб в районах антивібраційних решіток. Для вищепереліканих елементів конструктиву створено спершу геометричні, надалі — конечно-елементні моделі та отримано розподілі напруженого-деформованого стану. Також були побудовані двовимірні та тривимірні моделі колектора. Зона з'єднання колектора з патрубком ДУ-1200 була виділена для окремого моделювання.

Для створення повномасштабної моделі напруженого-деформованого стану трубчатки необхідно було знати, як різноманітні дефекти розподіляються у просторі парогенератора ПГВ-1000М для того, щоб належним чином врахувати відповідні фізичні умови. Потрібні дані були отримані з бази даних результатів вихро-струмового контролю (ВСК), які містять координати місцезнаходжень дефектів та їхню протяжність, глибину проникнення дефекту у товщу трубки, характер місцезнаходжения (вільна ділянка трубки, під дистанційною або антивібраційною решіткою, тип дефекту) та із створеного в ННЦ ХФТИ «Атласу експлуатаційних дефектів у ТОТ парогенераторів АЕС з реакторами типу ВВЕР» [8]. За результатами цих досліджень на різних ділянках ТОТ реалізуються корозійні дефекти різного характеру. На вільних ділянках ТОТ між дистанційно-решітковими решітками найбільш поширеними експлуатаційними дефектами є корозійні виразки, а дефекти типу розтріскування знахо-

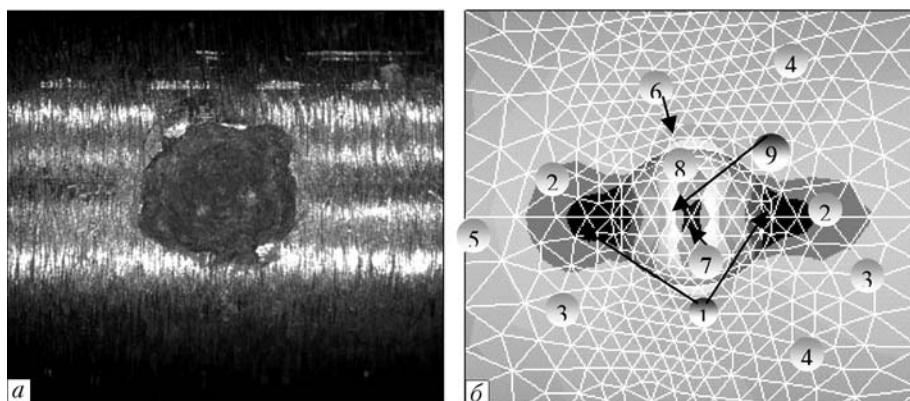


Рис. 6. Вигляд корозійної виразки на поверхні ТОТ (а) та поля напруження в її конечно-елементній моделі, МПа (б): 1 – 22–40; 2 – 40–55; 3 – 55–70; 4 – 70–87; 5 – 87–100; 6 – 100–120; 7 – 120–135; 8 – 135–152; 9 – 152–169

дяться поблизу місць закріплення труб в дистанціюючих решітках.

Для аналізу напружено-деформованого стану об'єктів було використано наступні дані стосовно температур та тисків: тиск у першому контурі 16 МПа, у другому – 6 МПа (що відповідає номінальному режиму роботи обладнання), для зазначення параметрів моделей теплообмінних трубок використовувались властивості сталі 08Х18Н10Т, моделей колектора і корпусу парогенератора – властивості сталі 10ГН2МФА з урахуванням умов експлуатації.

У результаті роботи отримано розподіли напружень (головним чином інтенсивності напружень) і деформацій для неушкоджених і дефектних ділянок теплообмінних труб (з типовими дефектоутвореннями різних геометричних розмірів та форм), колектора і зони зварного з'єднання № 111 приварювання патрубка ДУ-1200 з колектором парогенератора («гарячого» колектора), отримана картина напружено-деформованого стану критичних елементів конструктиву у тривимірному просторі парогенератора ПГВ-1000М.

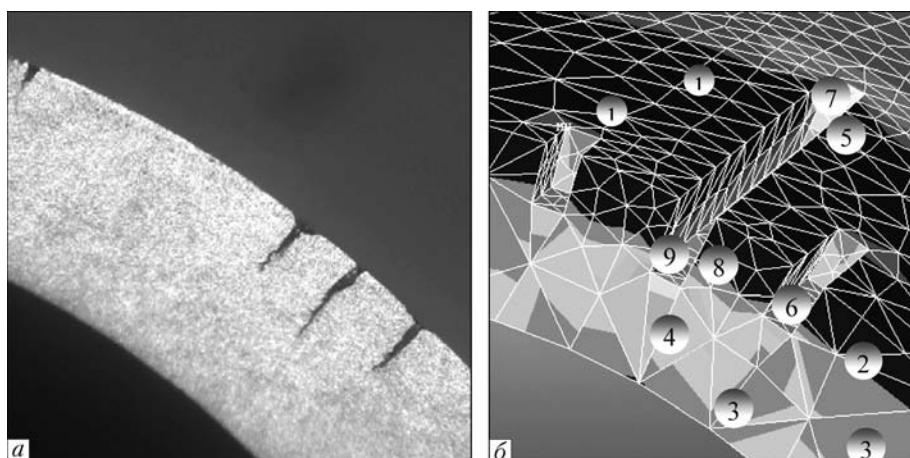


Рис. 7. Вигляд розтріскування на шліфі у поперечному перерізі (а) та поля напруження в його конечно-елементній моделі, МПа (б): 1 – 2–30; 2 – 30–50; 3 – 50–87; 4 – 87–115; 5 – 115–143; 6 – 143–170; 7 – 170–200; 8 – 220–228; 9 – 228–260

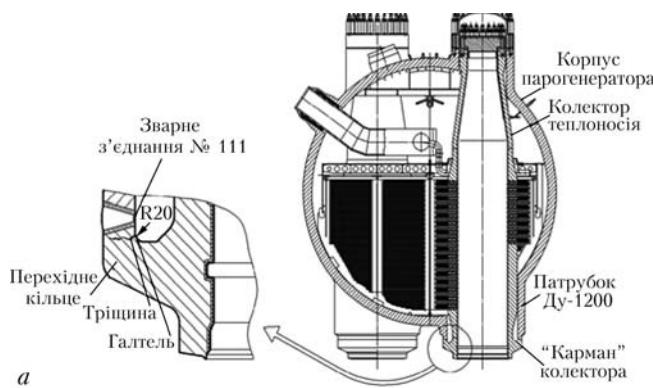


Рис. 8. Схема розташування зварного з'єднання №111 приварювання патрубка ДУ-1200 з колектором парогенератора ПГВ-1000 («карман») (а) та поля напруження в конечно-елементній моделі «карману» колектора та зони зварного з'єднання 111, МПа (б): 1 – 35,9–46,2; 2 – 46,2–92,4; 3 – 92,4–138; 4 – 138–184; 5 – 184–231; 6 – 231–277; 7 – 277–323; 8 – 323–369; 9 – 369–416

На рис. 6, а зображене корозійну виразку на ділянці ТОТ, на рис. 6, б розподіл інтенсивності напруження для цієї ділянки ТОТ конечно-елементної моделі трубки. На рис. 7 представлено моделювання одного з варіантів розтріскування — де кількох тріщин, відповідно: вигляд тріщин у перерізі ТОТ, карту розподілу інтенсивності напруженого стану моделі теплообмінної трубки, що має один із варіантів дефекту «розтріскування».

На рис. 8, а показано місце розташування зварного з'єднання №111 приварювання патрубка ДУ-1200 з колектором парогенератора ПГВ-1000 та його переріз, а на рис. 8, б — розподіл інтенсивності полів напруженень в конечно-елементній моделі «карману» колектора та зоні зварного з'єднання № 111, яка є частиною «карману» колектора.

Створені конечно-елементні моделі вузлів парогенератора та результати аналізу їх напруженно-деформованого стану у статичних умовах будуть використані для подальших досліджень із врахуванням нестационарних теплових і механічних навантажень, що відповідають переходним процесам у роботі обладнання (останов або пуск реактора, режим гідропробувань та ін.) для вивчення поведінки різноманітних дефектів конструктиву, особливо тих, які можуть привести до небезпечних ситуацій. Дослідження еволюції дефектної структури також має велике значення для визначення остаточного ресурсу обладнання об'єктів ядерної енергетики.

Висновки

1. Розроблена, виготовлена та випробувана установка для вирізки темплетів з корпусу реактора та зняття концентраторів напруг, що виникли у результаті цієї вирізки. Відпрацьована технологія та режими вирізки темплета і шліфовки поверхні з використанням системи СК-187МЮ в умовах спецкорпусу ЮУ АЕС. З дистанційним керуванням проведено вирізку темплета з імітатора корпусу реактора та послідувуючу шліфовку поверхні для зняття концентраторів напруг.

2. За допомогою магнітних методів на енергоблоках АЕС виконано діагностичний контроль напруженно-деформованого стану трубопроводів. Показано, що метод коерцитиметрії та магнітної пам'яті корелюють між собою і дозволяють виявити

несуцільності, які виникають в виробах під час експлуатації.

3. Методом конечної елементів проведено аналіз напруженно-деформованого стану трубчатки парогенераторів ПГВ-1000 з типовими локальними дефектами та інших критичних вузлів їх конструктиву за статичних (квазістационарних) умов експлуатації, створено повномасштабну конечно-елементну модель напруженно-деформованого стану трубчатки парогенератора для статичних умов експлуатації та підготовлена основа для продовження на наступних етапах досліджень напруженно-деформованого стану вузлів парогенератора в реальних умовах експлуатації, що враховують динамічний характер навантажень та теплові поля на конструктиві парогенератора.

1. Особливості встановлення фактичних властивостей металу обладнання ядерних реакторів, що знаходяться в експлуатації / И.М. Неклюдов, Л.С. Ожигов, С.В. Гоженко, П.А. Міщенко // Зб. наук. пр. «Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд і машин». — Київ: ІЕЗ ім. Є.О. Патона НАН України, 2006. — С. 153–156.
2. Гоженко С.В. Использование электродов-проводок при электроэррозионном вырезании образцов металла, находящегося в эксплуатации оборудования АЭС // ВАНТ. Сер. Физика радиационных повреждений и радиационное материаловедение, 2007. — Вып. 6 (91). — С. 94–96.
3. Оборудование и опыт применения методики определения механических свойств металла с помощью микрообразцов при контроле ГЦТ энергоблоков АЭС Украины после длительной эксплуатации / И.М. Неклюдов, Л.С. Ожигов, С.В. Боженко // Сб. научн. тр. СНИЯЭ и П (33). — Севастополь, 2010. — № 1. — С. 55–64.
4. Розробка системи та обладнання для неруйнівного контролю за допомогою мікророзрізків механічних властивостей та структури металу корпусів реакторів ВВЕР-1000 прямими методами з метою оцінки їх залишкового ресурсу / И.М. Неклюдов, Л.С. Ожигов, С.В. Боженко // Зб. наук. пр. «Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд і машин». — Київ: ІЕЗ ім. Є.О. Патона НАН України, 2009. — С. 185–188.
5. Электроэррозионное вырезание малоразмерных темплетов из корпусов ВВЭР-1000 / И.М. Неклюдов, Л.С. Ожигов, С.В. Гоженко // Вопр. атом. науки и техники. Сер.: Физика радиационных повреждений и радиационное материаловедение. — 2012. — Вып. 2 (78). — С. 130–133.
6. Каталог данных неруйнівного контролю напруженно-деформованого стану корпусів реакторів типу ВВЕР-1000 та трубопроводів АЕС / И.М. Неклюдов, Л.С. Ожигов та ін. — Свідоцтво про реєстрацію авторського права на твір № 41953 від 30.01.2012 р.
7. Зенкевич О., Морган К. Конечные элементы и аппроксимация. — М.: Мир, 1986. — 318 с.
8. Атлас експлуатаційних дефектів у теплообмінних трубах парогенераторів АЕС з реакторами типу ВВЕР / И.М. Неклюдов, В.М.Ажака, Л.С. Ожигов та ін. // Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації споруд і машин. — Київ: ІЕЗ ім. Є.О. Патона НАН України, 2006. — С. 157–161.

ПРОЕКТ 4.10

Неруйнівна вібротепловізійна дефектоскопія конструкційних матеріалів елементів і систем енергетичного устаткування АЕС для оцінки безпеки та подовження ресурсу їх експлуатації

УДК 621.039.83

ТЕРМОГРАФИЧЕСКИЙ МЕТОД НЕРАЗРУШАЮЩЕГО КОНТРОЛЯ ДЕФЕКТНЫХ СТРУКТУР В МЕТАЛЛАХ И СПЛАВАХ НА ОСНОВЕ ЦИКЛИЧЕСКОЙ АКТИВАЦИИ УПРУГИМИ НАПРЯЖЕНИЯМИ

**Н.И. БАЗАЛЕЕВ, канд. техн. наук, В.В. БРЮХОВЕЦКИЙ, д-р физ.-мат. наук,
чл.-кор. НАН Украины В.Ф. КЛЕПИКОВ, В.В. ЛИТВИНЕНКО, д-р техн. наук
(Институт электрофизики и радиационных технологий НАН Украины)**

Предложен и апробирован термографический метод дефектоскопии на основе циклической активации упругими напряжениями объекта контроля и регистрации термоаномалий, обусловленных структурными неоднородностями образцов. Проведены экспериментальные исследования по изучению особенностей термопроявления дефектных структур в металлах при циклических напряжениях. Выявленна значительная чувствительность метода к проявлению нелинейности параметра теплопроводности из-за наличия микродефектов в образце.

Ключевые слова: тепловизор, термографический метод дефектоскопии, активация упругими напряжениями, термопроявление дефектных структур

Обнаружение в конструкционных материалах процессов старения и дефектов различной природы является одной из наиболее актуальных задач неразрушающего контроля при мониторинге состояния изделий в процессе их эксплуатации. Многочисленные исследования прочностных характеристик конструкционных материалов подтверждают наличие сложного сочетания и соотношения дефектных структур различных уровней, определяющих их свойства. Существующие методы неразрушающего контроля состояния элементов конструкций основаны на взаимодействии физических полей (акустических, магнитных, рентгеновских, тепловых и пр.) с веществом, в результате которого происходит изменение контролируемых параметров поля в зависимости от состояния вещества объекта контроля. При этом во многих случаях объект контроля, помимо воздействия рабочего (информационного) физического поля, подвержен влиянию неконтролируемых физических полей, порождающих различные внутренние эффекты, влияющие на информативность контролируемых параметров (признаков), на основании которых определяются состояние материалов, наличие дефектов.

В настоящее время интенсивно развиваются методы термографического контроля, основанные на регистрации изменения температурного поля в области дефектной структуры (дефекта), обуслов-

ленного интенсивной трансформацией энергии упругих волн механического напряжения в тепловую энергию. При тепловом неразрушающем контроле дефекты в материалах проявляются в виде аномальных зон (областей) нарушения теплофизическими характеристик и физических признаков, параметры которых отличаются от нормативных, характерных для материалов, не имеющих дефектов. Тепловыделение в дефектной зоне можно инициировать путем воздействия на контролируемый материал активирующим физическим полем, например, акустическим [1] или приложением циклических напряжений. В этом случае информативные параметры температурного поля (амплитуда, градиент температуры, пространственные характеристики распределения термоаномалий) отражают особенности внутреннего строения вещества, в частности, наличие структурных неоднородностей и дефектов с повышенным рассеянием энергии упругих волн в тепло. Это позволяет обнаруживать трещины, пористость, инеродные включения материалов, изменение структуры и физико-химических свойств в зависимости от теплопроводности, теплоемкости, коэффициента теплоотдачи.

При анализе причин усталостного разрушения основное внимание, как правило, уделяют изучению дислокационной структуры, фазовым превращениям в металлах. Однако при циклическом нагружении пластичных металлических материалов наряду с изменениями дислокационной структуры могут протекать и другие структурные изменения, образовываться несплошности, обнаружение кото-

рых является важнейшей задачей неразрушающего контроля.

Особенности проявления дефектов и рассеяния энергии напряжений в металлах. Реальные твердые тела являются микронеоднородными. Кристаллиты в поликристаллическом теле ориентированы хаотически друг относительно друга, при этом на границах зерен при действии периодических механических напряжений происходит как частичное отражение и преломление, так и трансформация, поглощение и рассеяние энергии упругих волн. Рассеяние энергии упругих волн в металлах связано с внутренним трением, причиной которого являются дислокации и другие источники трения, не связанные с дислокациями. Наличие внутреннего трения в металлах приводит к уменьшению значений модуля упругости, определенных для бездефектных материалов, так как общая деформация в любой момент состоит из суммы упругой и пластической деформаций. За счет эффекта термоупругости циклическая деформация в металле сопровождается равномерным изменением температуры во всех точках образца, если он гомогенен (т. е. гомогенны структура и напряжения в образце), а установившееся термодинамическое состояние такого образца характеризуется изотермическим режимом. Наличие структурных неоднородностей в образце, имеющих разные значения внутреннего трения, вызывает неравномерное распределение напряжений, температурных градиентов и тепловых потоков за счет необратимого рассеяния механической энергии в теплоту на этих неоднородностях. В этом случае термодинамическое состояние образца характеризуется неизотермическим режимом, параметры которого зависят от теплофизических характеристик металла, времени съемки термоизображения образца в процессе действия циклического напряжения, параметров теплоотдачи (теплопроводности, радиации, конвективного теплообмена и пр.).

Присутствие в большинстве сплавов неметаллических примесей (оксидов, шлаков, карбидов и т. д.) нарушает решеточную структуру материала, на уровне локальных зон изменяет механические и физико-химические свойства. Особенно опасны последствия мегапластической деформации, являющейся причиной образования широкого спектра дефектных структур — от точечных дефектов и дислокаций до микропор и микротрещин [2]. Как правило, внутренняя энергия пластически деформированных материалов увеличена за счет образования «наклева».

Различные физико-механические процессы, происходящие в материале образца под действием внешних и внутренних сил, могут менять в отдельных зонах структуру материала и значение модуля упругости, создавать зоны разрушения по границам зерен, содержащих большое количество дефектов (различно ориентированных зерен, вакансий, дислокаций, микропор, трещин). Поэтому

при приложении к образцу циклической нагрузки в указанных зонах будет наблюдаться температурная аномалия, свидетельствующая о наличии в образце структурной неоднородности.

Тепловые эффекты при деформации металлов и активная термография. На основе данных анализа объективно существующих связей характеристик материала с параметрами внешнего воздействия и реакцией на эти воздействия исследований динамической саморегулирующей модели материала, изменяющего свои параметры в зависимости от амплитудных и частотных характеристик внешнего воздействия, перспективным является термографический метод контроля. Он базируется на активации тепловых полей в материале при воздействии циклических напряжений. В основе активного термографического метода нахождения дефектов в твердых телах лежат закономерности формирования информационных поверхностных температурных полей и поля ИК-излучения при поглощении энергии упругих волн и их трансформации в тепло на структурных неоднородностях среды. Идентификация тепловых поверхностных аномалий, которые возникают в области внутренних дефектов, осуществляется на основе анализа теплофизическог состояния объекта контроля и учета особенностей механизмов формирования поверхностных температурных полей (прямое преобразование энергии упругих волн в тепло, влияние теплопроводности материалов и дефектных структур на перераспределение тепловых потоков).

Особенностью активации твердых тел циклическими напряжениями является возможность выборочного нагрева дефектной зоны. Упругие волны в твердых телах чувствительны ко всем структурным неоднородностям и границам раздела сред, изменению теплофизических параметров среды. Поглощение упругих волн в таких средах приводит к температурной модуляции неоднородностей, изменению градиента температуры на границе дефектной зоны, что проявляется на внешней поверхности в виде температурных аномалий, которые коррелируют с неоднородностями и скрытыми дефектами среды. Деформация, возникающая в металле в результате приложенного напряжения, сопровождается, как правило, изменением температуры образца, вызванной эффектом термоупругости. Термоупругий эффект в твердых телах проявляется в повышении температуры при сжатии и понижении температуры — при растягивании (формула Кельвина):

$$\frac{\Delta T}{T} = \frac{\alpha}{C} \sigma, \quad (1)$$

где T , ΔT — температура тела и ее изменение при нагружке; C — удельная теплоемкость; α — линейный коэффициент термического расширения; σ — напряжение.

Повышение температуры тела при небольших механических нагрузках определяется как

$$C\Delta T = -\sigma a T, \quad (2)$$

а кинетическую E_k и потенциальную E_p составляющие внутренней энергии можно записать в виде

$$w = E_k(\varepsilon_f) + E_p(\varepsilon_f), \quad (3)$$

где

$$E_k(\varepsilon_f) = E_l \left(1 - \frac{g a \varepsilon_f}{f} \right); \quad (4)$$

$$E_p(\varepsilon_f) = E_l \left(1 + 2 \frac{g^2}{f^3} E_l + \frac{g a \varepsilon_f}{f} \right) + \varphi(\varepsilon_f); \quad (5)$$

$E_l = 1/2kT$; T — начальная температура термодинамического состояния; $E_k(\varepsilon_f)$ — средняя кинетическая энергия механической деформации; $E_p(\varepsilon_f)$ — средняя потенциальная энергия механической деформации; ε_f — механическая деформация в адиабатическом процессе; a , g — термодинамические параметры среды в начальном состоянии; f — внешняя нагрузка.

При переменных циклических напряжениях, амплитуда которых не превышает границы упругости, может наблюдаться динамический гистерезис, обусловленный неупругостью и вязкоупругостью материалов, составляющая деформации которой со временем не исчезает. Причиной динамического гистерезиса являются эффекты термоупругости и магнитоупругих явлений, а также дефекты кристаллической решетки. Внутреннее трение, которое является одной из причин образования петли гистерезиса, в координатах напряжение–деформация выражается уравнением

$$\psi = \frac{\Delta w}{w} = \frac{\Delta w}{\sigma_0^2/G}, \quad (6)$$

где w — энергия упругой деформации; Δw — площадь петли гистерезиса (пропорциональна энергии упругости, которая перешла в тепло); σ_0 — максимальная амплитуда переменного напряжения; G — модуль сдвига.

На основе анализа тепловой модели осуществляется оценка температурного перепада между зоной расположения трещины и неповрежденной частью образца при заданной циклической нагрузке [3, 4]. При достаточно продолжительном времени действия циклического напряжения испытуемый образец проходит определенные стадии термодинамического (теплового) равновесия образца, включая неизотермический режим, при котором на поверхности образца возникают аномалии температурного поля в зонах необратимого преобразования (рассеяния) механической энергии в теплоту — структурных неоднородностях материала за счет внутреннего трения. Проявление усталостных дефектов (развития трещин, структурных изменений) во многом зависит от соотношения упругой и пластической составляющих деформационного процесса и предыстории действовавших напряже-

ний и процессов старения. Для металлов, имеющих высокую теплопроводность, время проявления неизотермического режима ограничивается значениями теплофизических параметров и конструктивными особенностями (толщина, ширина, форма профиля сечения) испытуемых образцов. Расчеты показывают, что при температурном разрешении термоизображений около 0,01–0,02 К возможно выявление трещин в начальной стадии развития, причем чувствительность теплового метода превышает чувствительность магнитных методов.

Материалы экспериментальных исследований.

На основе разработанных моделей проведены экспериментальные исследования по изучению особенностей термопроявления дефектных структур в металлах при циклических напряжениях. Термографические изображения объектов контроля получены с помощью тепловизионной системы «LIPS 814» (температурное разрешение 0,08 К, спектральный диапазон ИК-излучения 8–14 мкм) и фотопирометра «Fluke 576». Металлографические исследования структуры образцов проведены по стандартным методикам количественной металлографии [5] с использованием оптических микроскопов МИМ-10 и МБС-9. В качестве источника циклических напряжений использовали генератор УЗДН-22 (частота 22 и 44 кГц, мощность от 0,1 до 1,0 кВт). Объектом исследования были образцы из конструкционной стали и сплавов алюминия, изготовленные в виде прямоугольных пластин толщиной (2,0–5,0) мм и размерами от (30×150) до (160×230) мм².

Схема нагружения экспериментального образца, которая реализовывалась на испытательном стенде, представлена на рис. 1, а. Уровень энергии упругих напряжений, прикладываемых к образцу, регулировали изменением прижимного усилия согласующего устройства между образцом и излучателем генератора. Выделение тепла Q_1 и Q_2 соответственно в точках K_1 и K_2 энергопоглощающих структур, образованных неидеальными контактами образцов с опорой и излучателем, учитывалось при исследовании термодинамического состояния образца и особенностей термопроявления смоделированных дефектов (выделение тепла Q_d) при циклической нагрузке.

Динамика роста температуры стального образца по сечениям B , C , D , E , F при действии циклических (22 кГц) напряжений представлена на рис. 1, б. Графики изменения температуры стального образца с дефектом D (сварной шов, имитирующий дефект типа «инородное включение–нарушение структуры материала») показаны сплошными линиями, штриховыми линиями — ход при отсутствии дефекта. Значительное отличие термодинамики образцов наблюдается на кривых в области времен максимального термопроявления дефектной структуры, которые являются оптимальными для термографической съемки образца

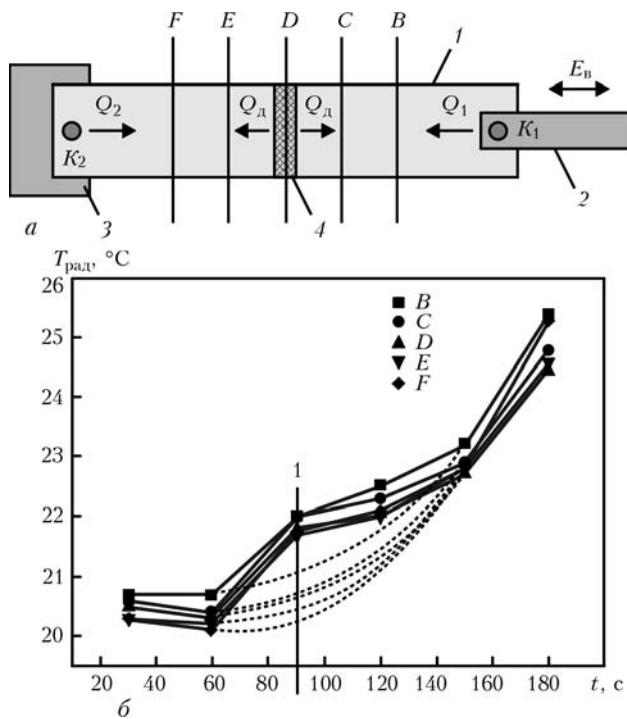


Рис. 1. Схема нагружения образца (а) и динамика роста температуры стального образца по сечениям B , C , D , E , F при действии циклических напряжений (б): 1 – экспериментальный образец; 2 – источник циклических напряжений; 3 – согласующая опора устройства образца; 4 – зона расположения дефектной структуры; K_1 – точка приложения циклических напряжений генератора; K_2 – точка крепления образца к опоре

(в нашем случае 80–100 с, когда амплитуда термоаномалии в области дефекта максимальна). С течением времени амплитуда термоаномалии сглаживается за счет механизмов теплопроводности и рассеивания тепла, а также увеличения мощности теплового потока со стороны контакта K_1 , приводящего к снижению разрешающей способности термоизображений. Наблюдаемый на рис. 1, б подъем температуры в области максимального проявления термоаномалии является идентификационным признаком наличия в образце дефекта.

На рис. 2 представлены термоизображения и термограммы нагруженного образца из конструкционной стали (сталь 35) без дефектов. Неизотермический режим в течение всего времени действия циклической нагрузки характеризуется монотонностью термограмм на исследуемой части образцов. Общий подъем температуры образца со

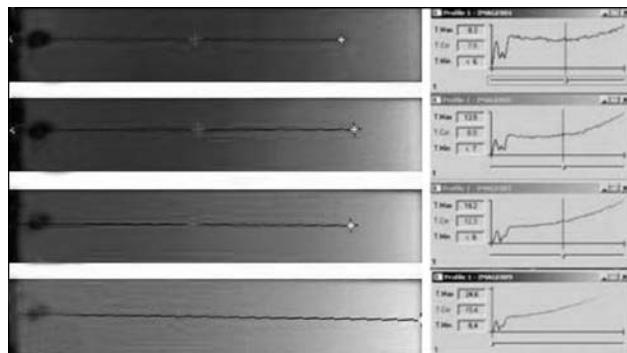


Рис. 2. Термоизображения и термограммы нагруженного образца из конструкционной стали (сталь 35) без дефектов

стороны действия напряжения нагрузки вызван тепловыделением в точке K_1 .

На рис. 3 представлены термоизображение и термограммы ненагруженного и нагруженного циклическим напряжением образца из алюминиевого сплава 6111, имеющего поперечный дефект типа «нарушение микроструктуры материала» (область D), сформированного методом «сгиб–разгиб» с выходом за границы упругой деформации. Характерные виды полученной таким образом дефектной микроструктуры в зоне локализации деформации приведены на рис. 4. Поверхность образца была предварительно сошлифована на $1/4$ его толщины, а затем отполирована и подвергнута травлению универсальным травителем такого состава: 17 мл HNO_3 + 5 мл HF + 78 мл H_2O . Как показали металлографические исследования, протяженность дефектной зоны составляет 300–500 мкм. Самые микротрещины имеют ширину около 3–7 мкм, а длина их может достигать 200 мкм.

Продольный разрез делит образец на две равные части: нижняя часть имеет жесткий контакт, с упором (точка K_2), верхняя часть не закреплена. Точка приложения циклических напряжений K_1 является общей. При отсутствии циклических напряжений образец практически находится в изотермическом состоянии (изменение радиационной температуры в основном определяется флюктуацией коэффициента излучения поверхности образца). При действии циклических (22 кГц) напряжений образец переходит в неизотермический режим, при этом на нижней части образца в области дефекта явно просматривается термоаномалия. На рис. 3, б показана термограмма проявления дефекта (максимум термопроявления – 36-я секунда после включения циклической нагрузки) после проведения специальной обработки исходной термограммы, учитывающей влияние источников тепла в точках K_1 и K_2 . Амплитуда термоаномалии в зоне дефекта превышает фоновую температуру на 0,8 °C. На верхней, ненагруженной части образца, термопроявление дефекта не превышает уровня флюктуаций фона. Следует отметить, что из-за эффекта сглаживания термоаномалий в металлах с высоким значением теплопроводности в условиях действия «посторонних» источников тепла из точек подачи циклических напряжений E_b генератора K_1 и крепления образца к опоре K_2 , визуально (без предварительной обработки) определить термопроявление дефекта на тепловизионном снимке довольно сложно.

На термоизображениях и термограммах, приведенных на рис. 5, показаны особенности термопроявления локального дефекта (дефект «инородное включение–нарушение структуры материала», диаметр 15 мм, смоделирован электродуговой сваркой на пластине из конструкционной стали толщиной 2 мм) при приложении циклической нагрузки (22 кГц). Максимальное значение термоаномалии (17,0 °C, что на 4,5 °C больше фоновой темпе-

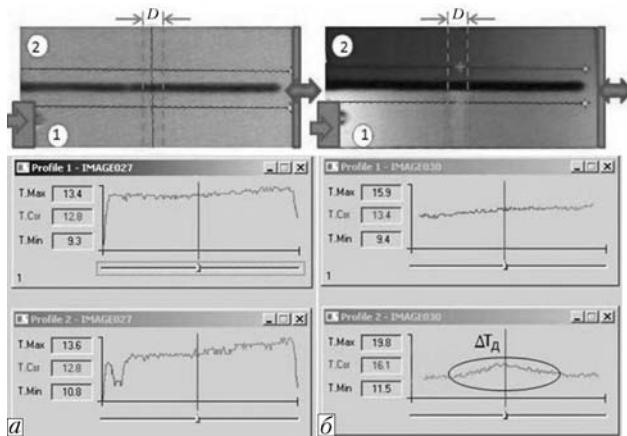


Рис. 3. Термоизображение и термограммы ненагруженного (а) и нагруженного (б) циклическим напряжением образца из алюминиевого сплава 6111, имеющего поперечный дефект типа «нарушение микроструктуры материала» (область D)

туры) и точность ее расположения в области дефекта наблюдается на 25-й секунде с начала действия циклической нагрузки. Далее, с течением времени, термопроявление в области дефекта расширяется (при этом относительное значение амплитуды термоаномалии на 55 секунде действия циклической нагрузки уменьшается до 2,4 °С) за счет механизмов теплопроводности и рассеивания тепла, тепловыделения в точках закрепления образца.

Возможность дефектоскопии материалов непосредственно на изделии — литом вентиле без его разборки, продемонстрирована на рис. 6. На термопрофиле вентиля, активированного действием циклической нагрузки 22 кГц, «внутренняя каверна» (дефект литья, выявленный при детальном осмотре изделия) идентифицируется термоаномалией, значение которой в области дефекта достигает 1,8 °С.

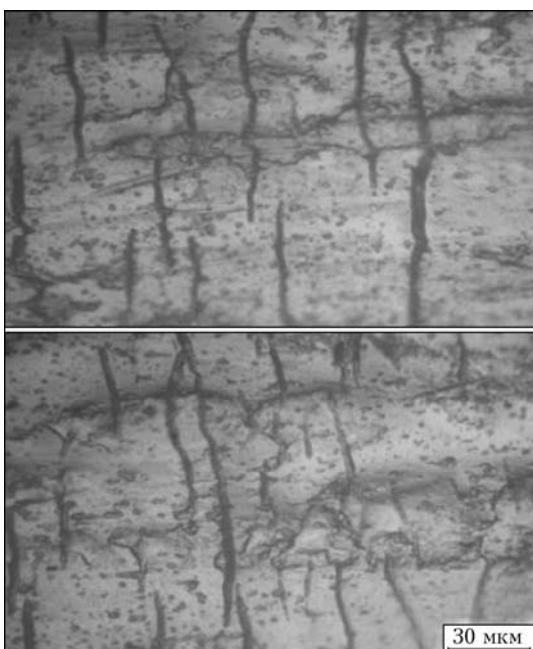


Рис. 4. Микроструктуры образца промышленного алюминиевого сплава 6111 в дефектной зоне, сформированной методом «сгиб-расгиб»

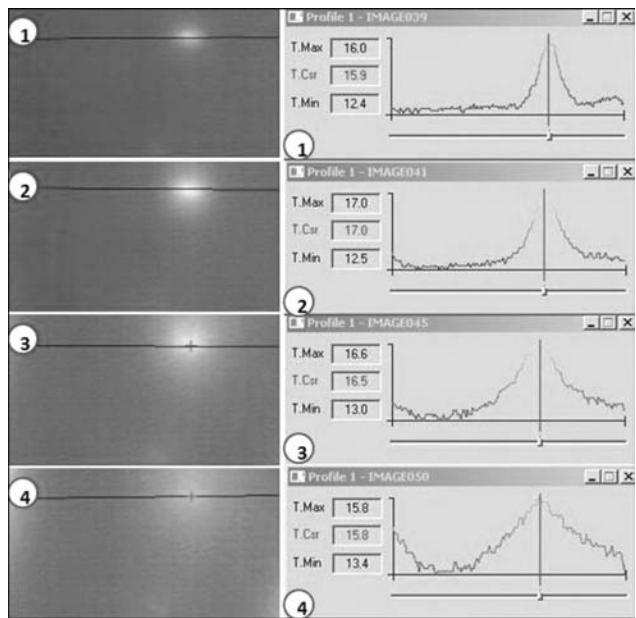


Рис. 5. Особенности проявления локального дефекта на термоизображениях и термограммах

Проведенные исследования подтверждают возможность обнаружения скрытых дефектов и структурных неоднородностей по их термопроявлению в материалах, подвергнутых циклическим нагрузкам. Установлено, что дефекты микроструктуры материала при поглощении энергии упругих волн создавали «сглаженные» термоаномалии, превышающие фоновое значение температуры на 0,3–1,8 °С. Дефекты типа «инородное включение» (шлаки, трещина, свищ) характеризуются высокими значениями амплитуды термоаномалий, превышающих фоновую температуру на 4 °С и более. В зависимости от теплофизических характеристик металла (теплоемкость, теплопроводность) время установления максимального значения термоаномалий при действии циклической нагрузки составляет 10–60 с.

Для однозначной интерпретации данных термографического обследования конструкционных материалов методом тепловизионной ИК-радиометрии необходимо применение специального программного обеспечения на основе временного корреляционного анализа термоизображений и учета исходных данных о нарушении технологических

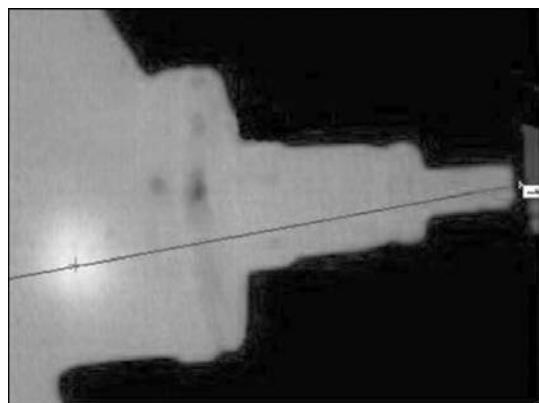


Рис. 6. Термоаномалия на литом вентиле

режимов, сроков и условий эксплуатации конструкционных материалов. Учитывая высокую чувствительность метода к выявлению структурных неоднородностей в металлах, большой интерес вызывает возможность контроля соотношений упругой и пластической составляющих при деформации материалов в условиях температурных скачков и механических нагрузок, что может быть использовано для оценки ресурса материала конструкции при тех или иных условиях эксплуатации.

Применение термографической дефектоскопии материалов, активированных циклическими напряжениями, может быть весьма эффективным методом для изучения изменений в микроструктуре металла, которые проявляются из-за эффекта сверхпластичности даже в изделиях с довольно грубозернистой структурой (10 мкм и более) при наличии в структуре незначительного количества жидкой фазы на межзеренных или межфазных границах [6]. Даже кратковременный переход в сверхпластичное состояние материала изделий, которые находятся во время эксплуатации под нагрузкой, впоследствии может привести к его разрушению при незначительных нагрузках.

Выводы

1. Выявлена значительная чувствительность метода к проявлению нелинейности параметра теплопроводности из-за наличия микродефектов в образце. Наличие дефектов в твердых телах значительно изменяет их упругие свойства, что позволяет при волновой активации образцов на основе данных распределения температурных полей производить их идентификацию. При распространении упругих волн аномально высокое рассеяние энергии происходит на структурных неоднородностях и дефектах, имеющих повышенные характеристики поглощения упругих волн по сравнению с гомогенным (поликристаллическим) материалом.

2. Распределение температуры на поверхности объекта контроля связано с внутренними процес-

сами тепловыделения через механизмы теплопередачи. Высокие значения теплопроводности металлов являются причиной значительного ослабления и сглаживания амплитуды термоаномалий, которые формируются внутренними источниками тепловыделения, находящимися на значительном расстоянии от поверхности контроля. При анализе причин ослабления термоаномалий необходимо учитывать конвективный поверхностный теплообмен и рассеяние энергии упругих волн в окружающую среду от взаимодействия упругой системы с этой средой.

3. Результаты проведенных исследований являются основой для создания нового метода тепловизионного неразрушающего контроля на основе активации образцов волновыми механическими напряжениями и регистрации термоаномалий, обусловленных структурными неоднородностями образцов. Учитывая большое влияние на структурную нелинейность материалов твердых тел надмолекулярных внутренних структур (дислокаций, микротрещин, границ зерен, локальных внутренних напряжений и пр.), метод может быть использован для дефектоскопии конструкционных материалов.

1. Тепловизионная акустотермографическая дефектоскопия конструкционных материалов / Н.И. Базалеев, В.В. Брюховецкий, В.Ф. Клепиков, В.В. Литвиненко // ВАНТ. Сер. Физика радиационных повреждений и радиационное материаловедение. — 2011. — Вып. 97, № 2 (72). — С. 178–185.
2. Глезер А.М., Метлов Л.С. Физика мегапластической (интенсивной) деформации твердых тел // Физ. мет. и металловедение. — 2010. — № 52, вып. 6. — С. 1090–1097.
3. Ранцевич В.Б. Тепловой метод выявления трещин при стендовых испытаниях изделий на усталость // Дефектоскопия. — 1977. — № 5. — С. 102–108.
4. Астафьев В.И., Радаев Ю.Н., Степанова Л.В. Нелинейная механика разрушения. — Самара: Самар. ун-т, 2001. — 562 с.
5. Салтыков С.А. Стереометрическая металлография. — М.: Металлургия, 1976. — 272 с.
6. Брюховецкий В.В. Эффект жидкой фазы и ее влияние на ресурс сверхпластической деформации // Физ. мет. и металловедение. — 2004. — № 98, № 3. — С. 99–106.

ПРОЕКТ 4.11

Розробка та впровадження вихрострумових зондів підвищеної чутливості та роздільної здатності для оцінки технічного стану теплообмінних труб парогенераторів енергоблоків атомних електростанцій

УДК 621.179.14

РОЗРОБКА ВИХРОСТРУМОВИХ ЗОНДІВ ПІДВИЩЕНОЇ ЧУТЛИВОСТІ ТА РОЗДІЛЬНОЇ ЗДАТНОСТІ ДЛЯ ОЦІНКИ ТЕХНІЧНОГО СТАНУ ТЕПЛООБМІННИХ ТРУБ ПАРОГЕНЕРАТОРІВ

В.М. УЧАНІН¹, канд. техн. наук, В.Л. НАЙДА², інж.

(¹Фізико-механічний ін-т ім. Г.В. Карпенка НАН України,

²ДКТБ Ін-ту електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України)

Представлено результати розробки та дослідження вихрострумових зондів для контролю теплообмінних труб парогенераторів типу ПГВ-1000.

Ключові слова: теплообмінні трубки, пітинг, парогенератор, вихрострумовий метод, прохідний вихрострумовий зонд, накладний вихрострумовий перетворювач, обертальний вихрострумовий зонд

Надійність роботи атомних електростанцій (АЕС) залежить від технічного стану труб теплообмінників (ТТ) парогенераторів (ПГ), оцінювання яких повинно виконуватися засобами неруйнівного контролю [1]. Теплообмінні трубки ПГ є одним з найбільш критичних компонентів АЕС через дефекти, що утворюються в процесі експлуатації [2]. Особливе значення має діагностика труб ПГ типу ПГВ-1000 до реакторів типу ВВЕР-1000, якими оснащено більшість АЕС України. Задача неруйнівного контролю трубок ПГ постала наприкінці 1980-х років у зв'язку з пошкодженнями труб на вертикальних ПГ, що експлуатуються на багатьох АЕС в США і Франції. За цей час визначено, що вихрострумовий метод має переваги порівняно з іншими методами неруйнівного контролю. Метою періодичного вихрострумового контролю (ВК) є своєчасне виведення із експлуатації ТТ, пошкодження яких може привести до появи течії. На українських АЕС використовують найпростіші внутрішні прохідні вихрострумові зонди (ВЗ). Зважаючи на взаємодоповнюючі властивості прохідних і обертальних ВЗ, оптимальним слід вважати проведення ВК в два етапи. На першому етапі використовують прохідні ВЗ, які дешевші, і контроль, за допомогою яких є більш продуктивним [3]. Далі окремі критичні ділянки слід додатково проконтролювати обертальними ВЗ з локальним накладним вихрострумовим перетворювачем (ВСП). Тому актуальним є вдосконалення

прохідних ВЗ і розробка обертального ВЗ з накладним локальним ВСП.

Вдосконалення внутрішніх прохідних ВЗ. Трубки ПГ типу ПГВ-1000 мають низьку прохідність через забруднення й порушення геометрії. Крім того, ВЗ часто руйнуються через обриви кабелю під час багаторазового намотування на барабан. Запропонована конструкція (патент України № 50073) дозволяє підвищити ресурс роботи ВЗ. Конструкція ВЗ (рис. 1, а) має головку 1 з ВСП та з'єднувач 2, які прилягають до гнучкого подовжувача 3 у вигляді циліндричної спіралі 4, всередині якої розміщено кабелі 5. Кабелі виконано у вигляді щонайменше однієї пари прямолінійних ділянок, що чергуються з ділянками, де кабелі звиті в спіралі у вигляді пружини. Кабелі 6, 7 можуть бути звиті паралельно впритул навколо спільної осі 8, утворюючи спільну спіраль 9 одного діаметра (рис. 1, б) або сформовані окремі спіралі 10, 11

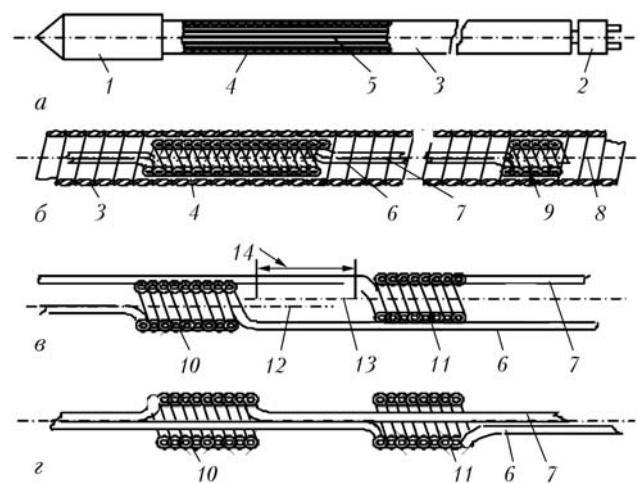


Рис. 1. Схема загального вигляду (а) і варіантів виконання (б-г) довговічного ВЗ

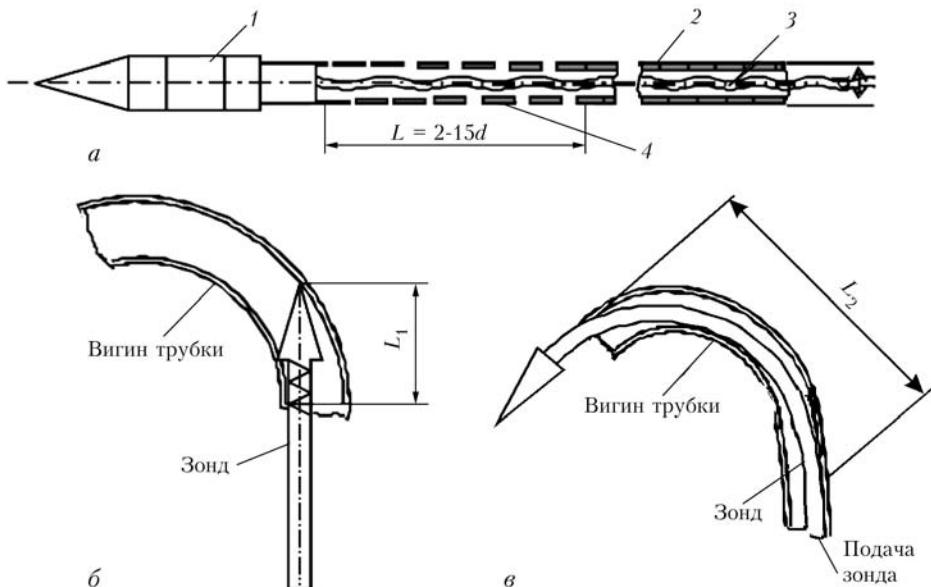


Рис. 2. Схема ВЗ високої прохідності (а), входження зонда у вигин (б) і проходження вигину трубки (в)

навколо осей 12, 13. Пружинні ділянки одного кабелю зміщено по довжині відносно іншого, а поміж пружинними ділянками зроблено відстань 14 для переміщення при розтягуванні спіралей (рис. 1, в). У компактному варіанті (рис. 1, г) прямолінійна ділянка кожного кабелю проходить усередині пружинної ділянки іншого кабелю.

Інше вдосконалення ВЗ покращує проходження криволінійних ділянок ТТ (патент України № 50074). Для цього спіраль подовжується з боку, пов'язаного з головкою, виконано із зазорами між витками на ділянці довжиною, що дорівнює 2–15 діаметрам спіралі (рис. 2, а). Іншою відмінністю ВЗ є те, що витки спіралі виконано зі зміною площині поперечного перерізу таким чином, що вона монотонно збільшується від головки у бік з'єднувача. ВЗ має контролючу головку 1 та електричний з'єднувач 2, які прилягають із протилежних боків до гнучкого подовжувача 3 у вигляді спіралі 4, всередині якої розміщено кабелі 3 зв'язку головки 1 із з'єднувачем 2. Коли ділянка 4 спіралі 2 входить у вигин (рис. 2, в), її передня частина вигинається. Для ослабленої спіралі зусилля, яке необхідне для її вигину, є значно меншим, ніж для звичайної спіралі.

Випробування вдосконалених ВЗ показали більшу стійкість при багаторазових намотуваннях на барабан і кращу прохідність криволінійних ділянок трубок ПГ.

Дослідження сигналів прохідних ВЗ для контролю трубок ПГ типу ПГВ-1000. В роботі [3] розроблено методику аналізу сигналів прохідних ВЗ методом об'ємних інтегральних рівнянь. Розглядалась модель ВЗ, розміщеного в трубі із аустенітної сталі з розмірами, що відповідають ПГ типу ПГВ-1000. Розраховано сигнали від повздовжньої тріщини різної довжини і глибини [4]. За-пропоновано спосіб визначення глибини тріщини і залишкову товщину непошкодженого шару ТТ незалежно від поверхні, на якій вона знаходиться [5].

Проаналізуємо сигнали прохідного абсолютно-го ВСП від дефекту типу пітинг, що розвивається з внутрішньої й зовнішньої поверхонь ТТ [6]. Дефект моделювався круговим отвором з плоским дном діаметром 1,0 мм. Глибина отвору збільшувалася від 0,3 до 1,5 мм (наскрізний отвір). Сигнал ВСП на робочій частоті 100 кГц балансувався відносно сигналу ВСП на бездефектній ділянці трубки. Годографи сигналів ВСП в комплексній площині для дефектів різної глибини на внутрішній і зовнішній поверхнях трубки представлено на рис. 3.

Видно, що глибина дефекту на обох поверхнях впливає на форму годографа сигналу ВСП. Збільшення глибини дефекту призводить до зростання амплітуди сигналу, яка визначається відстанню від нуля до точки максимального сигналу, а також до розвороту годографа. Амплітудні зміни для підповерхневого дефекту на зовнішній поверхні труби зі збільшенням його глибини більш суттєві за зміни амплітуди для дефекту на внутрішній поверхні труби. Щодо фазових змін, то з виду годографів (рис. 3) складається враження, що поворот годографа і відповідні зміни фази є більшими для поверхневих дефектів порівняно з відповідними змінами для дефектів на зовнішній поверхні труби. Такий висновок є помилковим і відкидається при кількісному аналізі годографів. Так, коли глибина поверхневого дефекту збільшується з 0,3 до 1,5 мм (рис. 3, а), фаза сигналу ВСП в точках максимальної амплітуди змінюється на $32,4^\circ$ (від $104,8$ до $72,4^\circ$). Таке саме збільшення глибини підповерхневого дефекту розгортає годограф (рис. 3, б) проти часової стрілки і фаза змінюється на $45,5^\circ$ (від $26,9$ до $72,4^\circ$). Це підтверджують залежності амплітуди і фази сигналу ВСП від глибини дефекту. Як видно з рис. 4, а, однакові амплітуди сигналу відповідають два різні дефекти, розташовані на різних поверхнях труби. Таким чином, за амплітудою неможливо відрізни-

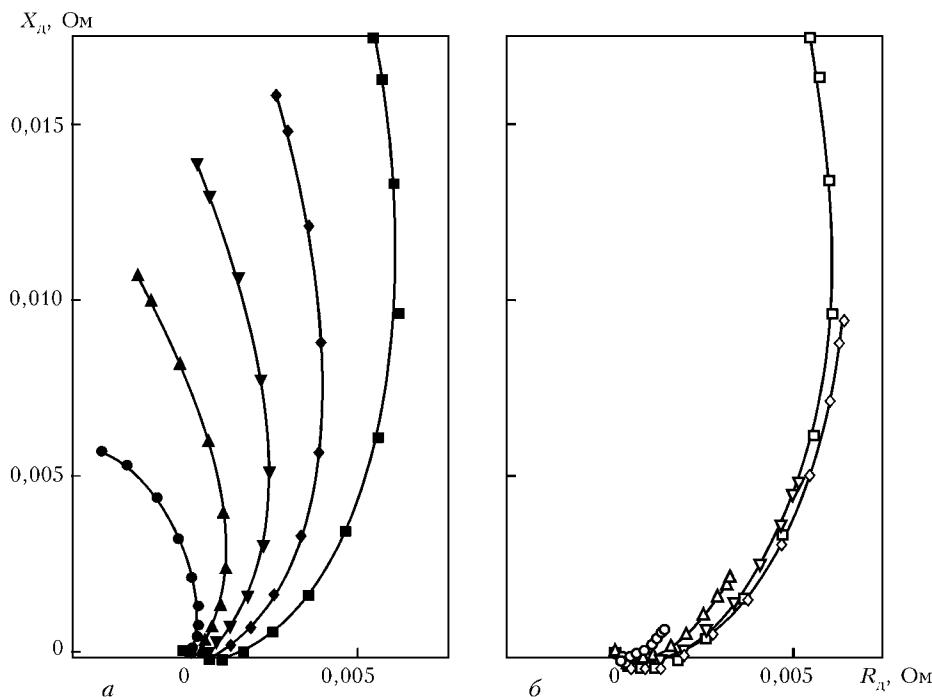


Рис. 3. Годографи ВСП для отворів на внутрішній (а) і зовнішній (б) поверхні труби для отворів глибиною 0,3 (●, ○); 0,6 (▲, △); 0,9 (▼, ▽); 1,2 (◆, ♦) і 1,5 мм (■, □)

ти дефекти, що розташовані на різних поверхнях труби. Таке розділення може бути проведено на основі фазової діаграми (рис. 4, б).

Таким чином, якщо для виявлення дефектів у ТТ ПГ достатньо використовувати аналіз сигналу в комплексній площині або розподіл амплітуди сигналу, то для визначення глибини і залишкової товщини пошкоджених ТТ необхідно використовувати фазу сигналу. Для забезпечення високої точності визначення залишкової товщини подібна діаграма має бути отримана для вибраного типу ВСП, робочої частоти і матеріалу ТТ. Ця вимога часто порушується через складність виготовлення стандартних зразків з дефектами різної глибини, які необхідні для калібрування апаратури. Підкреслимо, що наведена на рис. 4, б діаграма розрахована для ТТ, що використовуються в ПГ ПГВ-1000.

Розробка обертальних ВЗ з локальним накладним перетворювачем. Запропоновано дві кон-

струкції ВЗ, в яких обертальний рух створюється за допомогою двигуна, розміщеного в корпусі ВЗ [7], або обертання ротора з ВСП створюється за рахунок поздовжнього переміщення ВЗ зовнішнім штовхальним пристроєм [8]. Особливістю обох ВЗ є індуктивна передача сигналів за допомогою двох мініатюрних обертальних трансформаторів оригінальної конструкції. В рамках проекту реалізовано другий варіант обертального ВЗ [8] (рис. 5), який складається з корпуса 1, ротора 2, накладного ВСП 3 трансформаторного типу, обертальних трансформаторів 4, 5, механізмів 6, 7 центрування зонда, кабелю 8 для підключення накладного ВСП до системи контролю, двох рушійних коліс 9, 10 з підшипниками ковзання, двох обойм 11, 12 з пружними елементами 13, 14, кільцевих виступів 15, 16 рушійних коліс, кінця 17 вала ротора, підшипників 18–20. Накладний ВСП 3 встановлено на роторі 2 з пружним елементом 21 для встановлення його із заданим зазором до внутрішньої

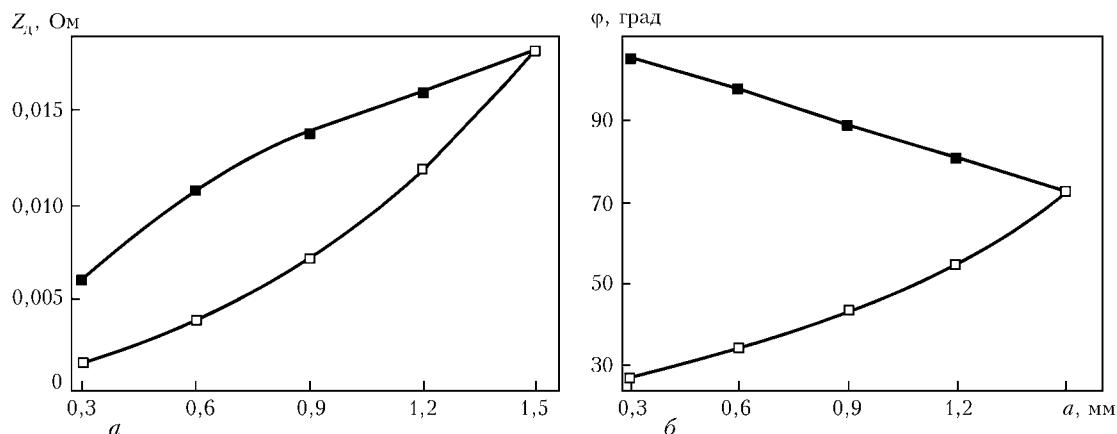


Рис. 4. Вплив глибини дефекту a на амплітуду (а) і фазу ϕ (б) сигналу ВСП для локальних дефектів на внутрішній (■) і зовнішній (□) поверхнях трубки

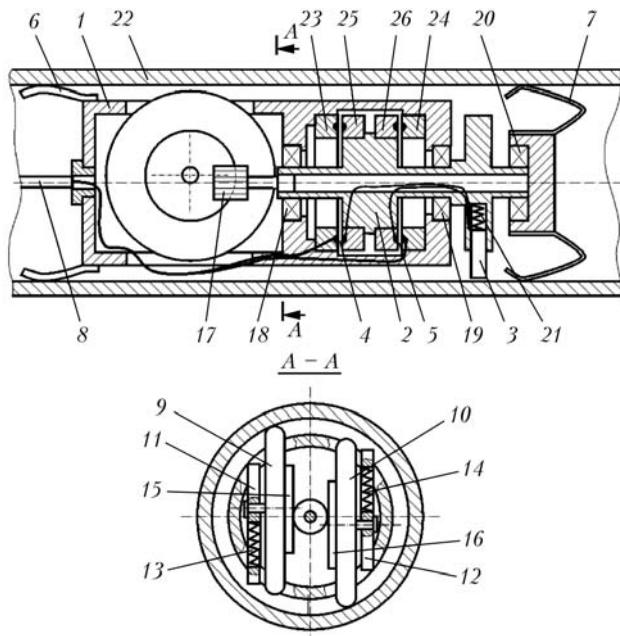


Рис. 5. Схема обертального ВЗ з перетворенням поздовжнього переміщення в обертальний рух [8]

поверхні ТТ 22. Обертальні трансформатори 4, 5 складаються з нерухомої 23, 24 і обертальної 25, 26 складових, які розміщено на корпусі 1 і роторі 2 відповідно. Нерухомі й рухомі обмотки кожного трансформатора 4, 5 закладено в концентричні пази на торцевій поверхні тороїдальних феритових осердь. Механізм центрування 6 встановлено на корпусі 1, а механізм центрування 7 – на підшипнику 20, який закріплено на протилежному кінці ротора 2. Оси коліс 9, 10 встановлено перпендикулярно відносно осі ротора 1 з можливістю переміщення в перпендикулярному відносно осі напрямку за допомогою обойм 11, 12 з направляючими пазами, в яких з можливістю переміщення закріплено осі коліс. Кільцеві виступи 15, 16 на внутрішній поверхні коліс фрикційно з'язані з кінцем 17 вала ротора, який встановлено на підшипниках 18, 19.

Під час контролю ВЗ вводять в ТТ 22 і просувають вздовж за допомогою штовхального механізма. При просуванні ВЗ вздовж ТТ 22 він центрується відносно неї за допомогою пружинних елементів 6, 7. Рушійні колеса 9, 10 за допомогою пружинних елементів 13, 14 притискаються до діаметрально протилежних стінок ТТ 22 і за рахунок тертя по внутрішній поверхні обертаються разом з кільцевими виступами 15, 16. Це призводить до обертання кінця 17 вала ротора 2, який знаходиться у фрикційному з'язку з кільцевими виступами 15, 16. При просуванні зонда вздовж ТТ наклад-

ний ВСП 3 сканує внутрішню поверхню трубки 22 по гвинтовій лінії з кроком (відстань між сусідніми лініями сканування), який регулюють вибором співвідношення між діаметром кінця ротора і діаметром кільцевих виступів у зоні фрикційного контакту. Завдяки наявності двох рушійних коліс, що притиснуті до діаметрально протилежних стінок трубки, зонд проходить трубку без перекосів і порушення центрування. Сигнал збудження надходить через нерухому 23 і обертальну 25 обмотки обертального трансформатора 4 на обмотку збудження накладного ВСП 3. Сигнал з вимірювальної обмотки ВСП 3 надходить через обертальну 26 і нерухому 24 обмотки обертального трансформатора 5 на вхід системи контролю.

У процесі розробки документації в конструкцію внесено зміни, що не суперечать технічному рішенню (рис. 5) [8]. В конструкцію додатково введено наконечник, до якого кріпиться трос, необхідний для виведення ВЗ із ТТ у зворотному напрямку по закінченню контролю. Колеса, що притискаються до внутрішньої поверхні трубки, виконано у вигляді обойми підшипника, на які встановлено гумові кільця 23. Пружні елементи для притискання коліс виконано із гуми, що пов'язано з малими габаритами зонда. Конструкцію обертального ВЗ без захисного кокура представлено на рис. 6.

Розробка і дослідження локальних накладних ВСП. Накладні ВСП для контролю ТТ повинні забезпечувати чутливість до поверхневих і підповерхневих дефектів у трубках товщиною 1,5 мм і мати малі габарити для розміщення в ТТ з внутрішнім діаметром 13 мм. Для ВЗ розроблений мініатюрний варіант мультидиференційного ВСП [9]. При розробці мініатюрного ВСП використано феритові осердя діаметром 0,75 мм з початковою магнітною проникністю 2300. Обмотки ВСП намотано проводом 0,063 мм у два шари (20, 15 витків – збуджувальна обмотка, 25, 23 витки – вимірювальна обмотка). Діаметр ВСП становить 2,8–3,0 мм, що дозволяє встановлювати його на роторі ВЗ.

На рис. 7 представлено годографи сигналу від дефекту з різною глибиною залягання і відповідні сигнали від зазору, отримані на робочій частоті 200 кГц. Із годографа на рис. 7, а видно, що розроблений ВСП забезпечує виявлення підповерхневої тріщини на зворотному боці трубки. Напрямки годографів від дефекту і зазору відрізняються на кут, близький до 60° , що достатньо для їх розділення. Чутливості на рис. 7, а ($h_3 = 1,2$ мм) і рис. 7, б ($h_3 = 0,9$ мм) однакові. При подальшому зменшенні глибини залягання (рис. 7, в–д) чутливість кожний раз зменшувалась на 6 дБ, що відображується у зменшенні сигналу від зазору. Із годографів видно, що фазовий кут сигналу від дефекту залежить від глибини залягання дефекту, що дозволяє, зокрема, розділити дефекти, що утворюються на різних поверхнях.



Рис. 6. Розташування елементів конструкції обертального ВЗ без захисного кокура

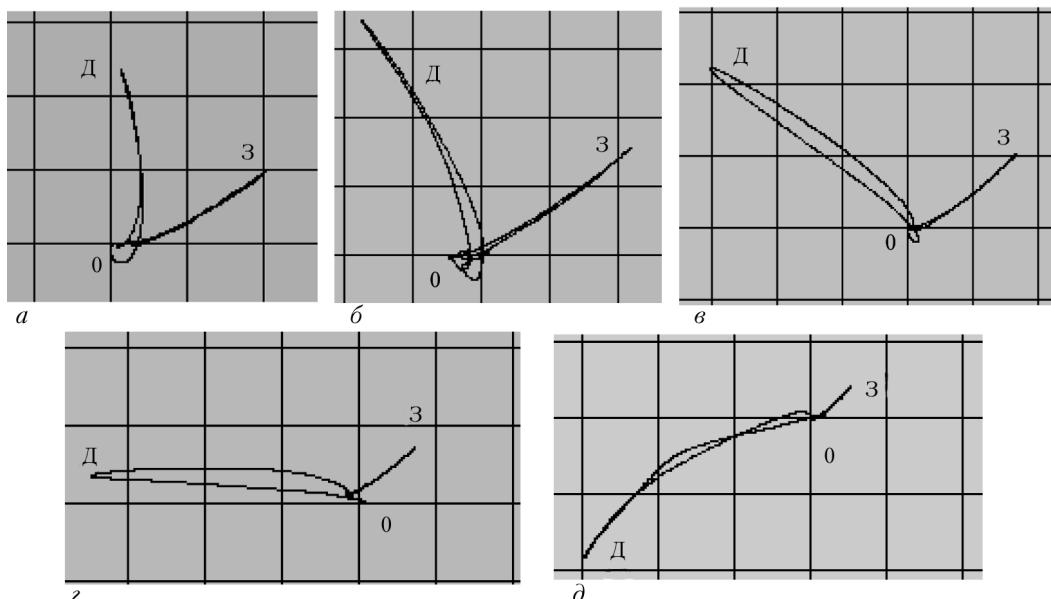


Рис. 7. Годографи сигналів від дефектів (Д) з різною глибиною залягання $h_s = 1,2 \text{ мм}$ (а); $0,9$ (б); $0,6$ (в); $0,3$ (г) і 0 (д), а також сигналі від зазору (З)

Годографи від наскрізних дефектів мають бути орієнтовані подібно до сигналів на рис. 7, д незалежно від поверхні, на якій вони утворилися.

Висновки

1. Методом об'ємних інтегральних рівнянь проаналізовано залежності сигналів внутрішнього прохідного ВСП від локального дефекту типу корозійний пітинг.

2. Розроблено і виготовлено вихрострумовий прохідний зонд підвищеної стійкості проти обривів дротів при багаторазових намотуваннях кабелю на барабан і підвищеної прохідності криволінійних ділянок трубки. Запропоновано два варіанти обертальних ВЗ для контролю внутрішньої стінки трубки шляхом сканування її по спіральній траєкторії. Розроблено, виготовлено і досліджено дослідний зразок вихрострумового обертального зонда з накладним ВСП, в якому повздовжне переміщення зовнішнім штовхальним механізмом перетворюється в обертальний рух накладного ВСП.

1. IAEA-EBP-WWER-11. Methodology for qualification of in-service inspection systems for WWER nuclear power plants. — Vienna: International atomic energy agency, 1998. — 21 p.

2. Митрофанов А.С., Неклюдов І.М., Ожигов Л.С. Експлуатаційні дефекти в теплообмінних трубах парогенераторів АС // Фіз.-хім. механіка матеріалів. — 2008. — № 4. — С. 109–113.
3. Учанин В.М., Наїда В.Л. Створення засобів вихрострумового контролю трубчастих елементів та перемичок колекторів атомних електростанцій // Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин. — К.: ІЕЗ ім. Є.О. Патона НАНУ, 2009. — С. 292–298.
4. Учанин В.Н. Влияние параметров трещины труб теплообменников на сигнал внутреннего коаксиального вихревого преобразователя // Материалы 18 Междунар. конф. «Современные методы и средства неразрушающего контроля и технической диагностики». — Ялта, 2010. — С. 112–114.
5. Пат. 58836 Україна. МПК G01N27/90. Вихрострумовий спосіб визначення глибини дефекту і залишкової товщини непошкодженого шару тонкостінних конструкцій із неферомагнітних матеріалів / В.М. Учанин; Заявл. 08.10.10; Опубл. 26.04.11; Бюл. № 8.
6. Uchanin V., Najda V. The development of eddy current technique for WWER steam generators inspection // Steam generators systems: operational reliability and efficiency / Ed. V. Uchanin. — Rijeka, Croatia: INTECH, 2011. — 424 p. (www.intechopen.com).
7. Пат. 99027 Україна, МПК G 01 N 27/90. Обертальний вихрострумовий зонд для дефектоскопії внутрішньої поверхні труб / В.М. Учанин, Г.О. Шаповалов. — Заявл. 15.12.2010. — Опубл. 10.07.2012; Бюл. № 13. — 5 с.
8. Заявка на винахід № а 2011 03297 від 08.04.2011 р. МПК G01N27/90. Внутрішній обертальний зонд для контролю труб / В.М. Учанин, Г.О. Шаповалов; Заявл. 21.03.2011.
9. Учанин В.Н. Вихревоковые мультидифференциальные преобразователи и их применение // Техн. диагностика и неразруш. контроль. — 2006. — № 3. — С. 34–41.

ПРОЕКТ 4.12

Розробка методик розрахунку напруженості та ресурсу відповідальних елементів обладнання I контуру АЕС на основі трибімірного моделювання з врахуванням пружно-пластичного деформування, дефектів і деградації властивостей металу

УДК 539.7

ИССЛЕДОВАНИЕ ВОЗМОЖНОСТИ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ НЕСТАЦИОНАРНЫХ ТЕПЛОВЫХ И ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ ПОЛЕЙ ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ ХАРАКТЕРИСТИК ТРЕЩИНОСТОЙКОСТИ МЕТАЛЛА

Г.В. СТЕПАНОВ, д-р техн. наук, И.А. МАМЕЕВ, канд. техн. наук
(Ин-т проблем прочности им. Г.С. Писаренко НАН Украины)

Показано, что кратковременная обработка электромагнитным полем достаточной интенсивности наружной поверхности утолщенной части патрубка в узле приварки коллектора к патрубку парогенератора ПГВ-1000 реакторных блоков ВВЭР-1000 АЭС вызывает нестационарный нагрев узла. Это приводит к созданию после охлаждения на поверхности «кармана» и в вершине трещины остаточных напряжений сжатия, что снижает максимальный уровень напряжений растяжения в них при действии рабочего давления.

Ключевые слова: электромагнитное поле, термомеханическая обработка, напряженно-деформированное состояние, узел приварки, коллектор, парогенератор

Известные методы снижения упругих напряжений на внутренней поверхности участка трубы, нагруженной внутренним давлением, основаны на использовании давления на его наружной поверхности (применение различных схем автофrettирования [1, 2]). Аналогичный эффект вызывает локальный наружный нагрев и последующее охлаждение на удалении от области высоких напряжений (например от области кольцевого сварного шва в трубе [3]). Последнее обеспечивается пластической деформацией растяжения на внутренней

поверхности шва, в результате которого после охлаждения возникают напряжения сжатия. На этом базируются методы термомеханической обработки (ТМО) сварного кольцевого шва в трубе с использованием нагрева электромагнитным полем.

В данной статье с использованием упрощенной осесимметричной модели узла сварного соединения коллектора с корпусом парогенератора ПГВ-1000 сделана попытка оценки влияния ТМО при нагреве электромагнитным полем (ЭМП) на напряженно-деформированное состояние (НДС) узла с кольцевой трещиной длиной 4,5, 9 и 18 мм.

Схема нагружения при обработке ЭМП. Рассмотрим узел сварного соединения коллектора с корпусом парогенератора ПГВ 1000 при его ТМО (соответствует термическому эффекту обработки ЭМП). Для расчетной оценки кинетики НДС в узле использована его осесимметричная упрощенная модель, состоящая из коллектора, соединенного через патрубок со сферическим корпусом (рис. 1).

Осесимметричный расчет температуры, упругопластических напряжений и деформаций узла сварки выполнен с помощью метода конечных элементов [4]. Расчет влияния обработки ЭМП аналогичен расчету НДС при ТМО узла без трещины [5].

Обработка ЭМП с периодом синусоидального тока около 300 мкс в витках индуктора при амплитуде плотности тока 10 A/mm^2 приводит к незначительному повышению температуры в скрин-слое нагретой поверхности (менее $0,02^\circ\text{C}$). Однако суммарное повышение температуры за период действия поля с учетом количества импульсов обеспечивает заданное изменение температуры. Для

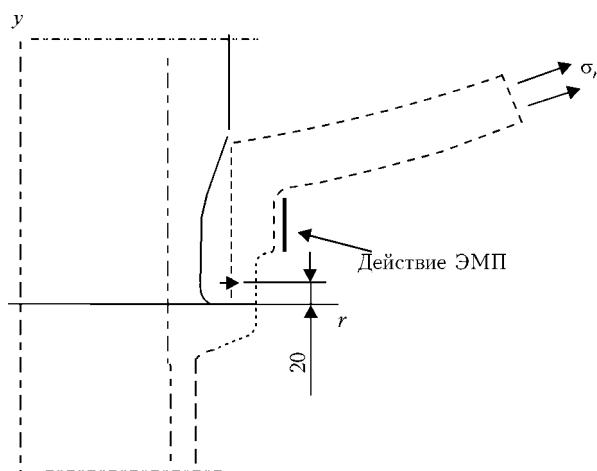


Рис. 1. Схема расчетной модели нагружения при ТМО узла соединения коллектора с патрубком корпуса ПГ

Температура T , °C	Предел текучести R_{p02} , МПа	Временное сопротивление R_m , МПа	Модуль упругости $E \cdot 10^{-5}$, МПа	Коэффициент Пуассона ν	Коэффициент линейного расширения $\alpha \cdot 10^5$, К ⁻¹	Относительное сужение Z , %	Объемная теплоемкость $C_v \cdot 10^6$, Дж/(м ³ ·К)	Коэффициент теплопроводности λ , Вт/(м·К)
20	345	540	2,1	0,29	1,13	55	3,2	33
350	295	490	1,9	0,29	1,34	50	4,975	56

численного расчета нестационарное тепловое действие ЭМП моделировали воздействием потока тепла на наружную поверхность патрубка соединения коллектора с корпусом парогенератора (ПГ). Поток тепла 50 кВт/м² за период времени 2000 с вызывает повышение температуры на поверхности до 200 °C.

Физико-механические свойства основного металла коллектора и корпуса ПГ с патрубком (сталь 10ГН2МФА), использованные далее в численных расчетах, приведены в таблице.

Все внутренние поверхности корпуса ПГ, включая наружную поверхность коллектора, расположенную в корпусе ПГ, нагружены давлением p . Действие удаленной части корпуса моделируется напряжением в его стенке $\sigma_r = pR/2s$ (s — толщина стенки; R — радиус сферической оболочки) [5]. Радиус оболочки принят равным удвоенному радиусу корпуса ПГ ($R = 4$ м) для учета влияния на НДС различной кривизны корпуса ПГ в осевом и окружном направлениях, а толщина стенки $s = 72$ мм. Опора на кромке участка сферической оболочки ограничивает только ее перемещение в вертикальном направлении. Осесимметрическая модель узла включает краевую кольцевую трещину глубиной 4,5, 9 и 18 мм в области кармана на расстоянии 20 мм от его дна.

Результаты расчетов и их анализ. Нагрев утолщенной части патрубка определяется тепловым действием ЭМП, которое моделируется потоком (флюенсом) тепла, равным 50 кВт/м², за период времени 2000 с. Нестационарный нагрев, вызванный таким действием ЭМП, повышает температуру до 200 °C на поверхности утолщенной части патрубка с максимальным повышением температуры в области галтели в «кармане» и области вершины трещины (глубиной 9 мм) на 45 °C (рис. 2).

Сингулярные элементы в вершине трещины размером 250 мкм (следующий слой элементов

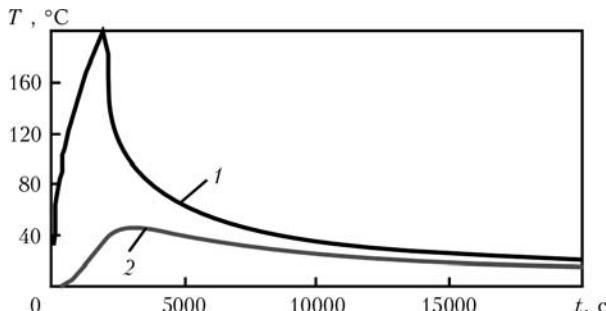


Рис. 2. Изменение температуры в области нагрева (1) и области вершины трещины глубиной 9 мм (2) от времени

1000 мкм) позволяют определить расчетные усредненные напряжения и деформации в вершине трещины глубиной 9 мм (рис. 3, 4).

Действие нестационарных термических напряжений, вызванных нестационарным нагревом, и статического нагружения давлением 6 МПа по второму контуру ПГ приводит к развитию пластической деформации растяжения в области галтели в «кармане» и вершины краевой кольцевой трещины. После охлаждения и снятия давления в данных областях возникают напряжения сжатия (рис. 4). В период времени с 2000 до 10000 с снижается температура, после чего следует разгрузка (за время 1000 с), создающая в области вершины трещины напряжение сжатия. После обработки ЭМП нагружение давлением 6 МПа во втором контуре характеризуется понижением растягивающих напряжений в области вершины трещины. Такое снижение, по предположению, снижает влияние эффектов коррозии на снижение пластичности металла и долговечности [6–8].

По результатам расчетов предварительная обработка (при указанных режимах нагружения) снижает уровень растягивающих напряжений в области вершины краевой кольцевой трещины глубиной 9 мм при последующем режиме нагружения примерно на 300 МПа (рис. 4). Выполнение ТМО вызывает незначительное снижение (на 5 %) КИН в вершине трещины при последующем нагружении давлением 6 МПа во втором контуре.

Снижение длины краевой трещины с 9 до 4,5 мм при сохранении параметров ТМО снижает значение пластической деформации за цикл нагрузка-разгрузка при последующем режиме нагружения. При дальнейшем нагружении давлением 6 МПа минимальное значение снижения напряжения $\Delta\sigma_y$ в вершине короткой трещины (у поверх-

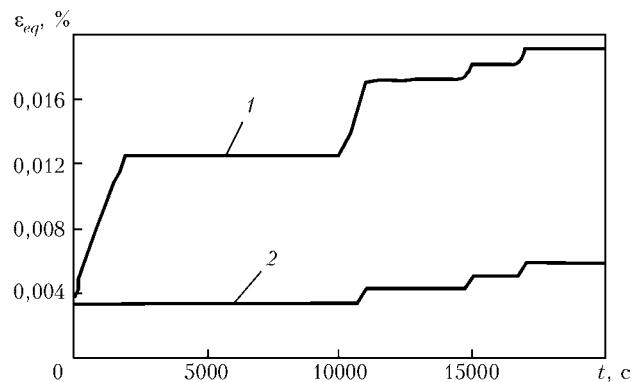


Рис. 3. Изменение эквивалентной деформации в области вершины краевой кольцевой трещины глубиной 9 мм при давлении во втором контуре 6 МПа без (2) и после ТМО (1)

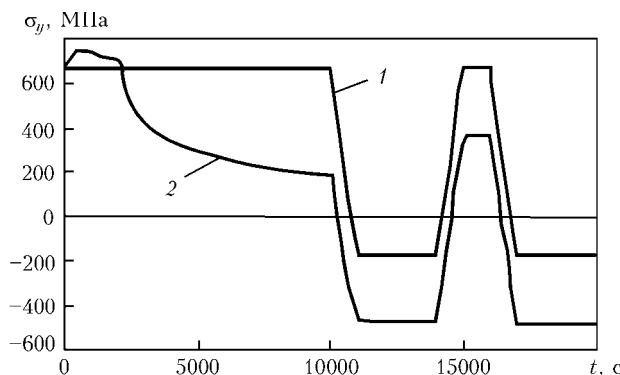


Рис. 4. Изменение во времени среднего осевого напряжения σ_y в вершине трещины глубиной 9 мм (давление 6 МПа во втором контуре) без (1) и после ТМО (2)

ности «кармана», вызванного предварительной обработкой ЭМП узла, составляет около 225 МПа. С увеличением длины трещины до 18 мм это снижение напряжений возрастает до 370 МПа (рис. 5).

Выводы

1. Нестационарный нагрев, вызванный кратковременной обработкой ЭМП утолщенной части патрубка, который соединяет коллектор с корпусом ПГ, нагруженного внутренним давлением, вызывает в области «кармана» пластическую деформацию растяжения, а после разгрузки приводит к возникновению остаточных напряжений сжатия в высоконагруженной области кармана.

2. При наличии трещин (дефектов) в области «кармана» такая обработка в вершине трещин вызывает пластическую деформацию растяжения, что приводит при последующем охлаждении и разгрузке к возникновению остаточных напряжений сжатия в области вершины трещины. Влияние остаточных напряжений сжатия в области вершины кольцевой трещины, возрастающих при увеличении ее длины, снижает уровень напряжений в области вершины трещины при последующем циклическом

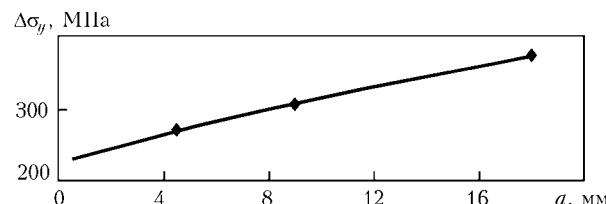


Рис. 5. Понижение напряжения $\Delta\sigma_y$ в вершине трещины при последующем нагружении давлением 6 МПа по второму контуру, вызванное обработкой ЭМП в зависимости от длины трещины

нагружении более чем на 225 МПа, что снижает влияние коррозионного воздействия среды в кармане.

- Беляев Н.М., Синицкий А.К. Напряжения и деформации в толстостенных цилиндрах при упругопластическом состоянии материала // Изв. АН СССР Отд. техн. наук. — 1938. — № 2. — С. 3–54.
- Anthony P. Parker autofrettage of open-end tubes—pressures, stresses, strains, and code comparisons // ASME J. Pressure Vessel Technol. — 2001. — 123. — Р. 271–281.
- Stepanov G. V. Decreasing residual stresses in structural elements with the use of localized thermal treatment // Safety, reliability, and risk of engineering plants and components: Abstracts of the 2-nd Hungarian-Ukrainian joint conf. (Sept. 19–21, 2007, Kyiv). — Kyiv, 2007. — Р. 44–45.
- Documentation for ANSYS. — Release 10.0.
- Степанов Г.В., Харченко В.В., Бабуцкий А.И. Оценка остаточных напряжений в узле соединения коллектора с патрубком парогенератора после дополнительной термо-механической обработки // Пробл. прочности. — 2010. — № 2. — С. 74–79.
- Казанцев А.Г., Зубченко А.С., Харченко С.А. Коррозионное растрескивание стали 10ГН2МФА в высокотемпературной воде с отложениями окислов меди и железа // Одннадцатая междунар. конф. «Проблемы материаловедения при проектировании, изготовлении и эксплуатации оборудования АЭС» (14–18 июня 2010 г., С.-Петербург). — С.-Петербург, 2010. — Т. 1. — С. 478–585.
- Харина И.Л. Результаты исследования влияния внешних факторов на стойкость против замедленного деформационного коррозионного растрескивания низколегированных сталей в воде высоких параметров // Тр. VII Междунар. конф. «Проблемы материаловедения при проектировании, изготовлении и эксплуатации оборудования АЭС». — С.-Петербург, 2000. — Т. 2. — С. 243–257.
- Влияние воды высоких параметров на склонность стали 10ГН2МФА к замедленному деформационному коррозионному растрескиванию / Ю.Г. Драгунов, А.С. Зубченко, О.Ю. Петрова, И.Л. Харина // Машиностроение и инженерное образование. — 2007. — № 4. — С. 35–41.

ПРОЕКТ 4.12

Розробка методик розрахунку напруженості та ресурсу відповідальних елементів обладнання I контуру АЕС на основі тривимірного моделювання з врахуванням пружнопластичного деформування, дефектів і деградації властивостей металу

УДК 539.3

РАЗВИТИЕ МЕТОДИКИ УПРУГОПЛАСТИЧЕСКОГО РАСЧЕТА НА СОПРОТИВЛЕНИЕ РАЗРУШЕНИЮ ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКЦИЙ АЭС

В.В. ХАРЧЕНКО, А.Ю. ЧИРКОВ, доктора техн. наук, С.В. КОБЕЛЬСКИЙ,

В.И. КРАВЧЕНКО, кандидаты техн. наук

(Ин-т проблем прочности им. Г.С. Писаренко НАН Украины)

Развита общая методология проведения расчета на сопротивление разрушению корпусов реакторов ВВЭР при моделировании аварийных режимов охлаждения. Сформулированы основные положения упругопластического расчета кинетики напряженно-деформированного состояния корпусов реакторов с учетом полей остаточных напряжений и деформаций, а также расчетная методика определения коэффициентов интенсивности напряжений в точках фронта постулируемой трещины. С применением разработанных методов расчета и программного обеспечения выполнен анализ влияния ряда расчетных факторов на оценку сопротивления разрушению корпуса реактора ВВЭР-1000 и узла соединения «горячего» коллектора с корпусом парогенератора ПГВ-1000М.

Ключевые слова: напряженно-деформированное состояние, расчет на сопротивление разрушению, коэффициенты интенсивности напряжений, корпус реактора, парогенератор

Расчет на сопротивление разрушению элементов конструкций АЭС, в частности, корпусов реакторов и парогенераторов, включает решение краевых задач неизотермической термопластичности и задач механики разрушения при термосиловом нагружении. При этом особую актуальность в расчетной практике имеют такие особенности расчетного анализа, как развитие общей методологии расчетного моделирования, построение адекватных расчетных моделей, схематизация постулируемых дефектов, применение современных концепций механики разрушения.

В работах [1–5] представлены многочисленные данные, отражающие современное состояние, нормативные подходы, опыт и различные аспекты расчетного обоснования прочности элементов конструкций АЭС. Проведен анализ современных моделей, методов и программных продуктов расчетов на прочность, а также приведены примеры их применения для различных типов расчетов и расчетных моделей конструкций АЭС.

При выполнении расчета на сопротивление разрушению элементов оборудования и конструкций АЭС необходимо учитывать совместное влияние таких факторов, как неоднородность нагрева и охлаждения, история упругопластического деформирования, остаточные технологические напряжения и деформации, неоднородность физико-механичес-

ких свойств материала и их зависимость от температуры.

Расчет на сопротивление разрушению с учетом перечисленных факторов для полного спектра расчетных вариантов нагружения конструкций АЭС не представляется возможным, поскольку решение нестационарных и нелинейных краевых задач термомеханики и задач механики разрушения представляет собой весьма сложную численную процедуру, практическая реализация которой приводит к неприемлемым вычислительным затратам.

Более того, известные коммерческие программные продукты, в основу расчетного анализа которых положен метод конечных элементов (МКЭ), оказываются недостаточно точными и эффективными при решении прикладных задач механики упругопластического разрушения, поскольку большая размерность дискретной задачи и существенная нелинейность свойств материала в окрестности фронта трещины могут привести к потере устойчивости или нарушению сходимости вычислительных процессов.

Традиционные подходы повышения точности путем увеличения густоты конечноэлементных разбиений или перехода к более сложным конечным элементам не всегда эффективны даже в случае линейных задач. Для нестационарных и нелинейных пространственных задач термомеханики они практически неприемлемы, поскольку увеличение порядка решаемой системы нелинейных алгебраических уравнений и большое количество временных шагов и итераций приводят к значительному

росту вычислительных затрат. В связи с этим возникает необходимость в разработке более совершенного аппарата проведения расчетных исследований, включающего новые подходы и алгоритмы решения краевых задач неизотермической термопластичности и задач механики разрушения.

Настоящая работа посвящена развитию методики упругопластического расчета на сопротивление разрушению конструкций АЭС при моделировании эксплуатационных и аварийных режимов нагружения. С применением разработанных методов расчета и программного обеспечения показано существенное влияние на расчетную оценку сопротивления разрушению корпуса реактора ВВЭР-1000 истории термосилового нагружения и упругопластического деформирования металла в окрестности фронта трещины, вариантов учета полей остаточных сварочных напряжений и деформаций, плотности конечноэлементной сетки в окрестности фронта трещины, применения различных концепций вычисления параметров разрушения при упругопластическом моделировании. Получены результаты по оценке сопротивления разрушению узла соединения коллектора с корпусом парогенератора ПГВ-1000 при моделировании эксплуатационных режимов нагружения. Показано, что неучет остаточной напряженности в зоне галтели узла соединения после гидравлических испытаний приводит к необоснованно завышенным оценкам запасов прочности конструкции.

Основные положения методики расчета на сопротивление разрушению корпусов реакторов. Расчет на сопротивление разрушению основывается на положениях нормативных документов [3, 4] и включает два этапа:

- упрощенная методика расчета на сопротивление хрупкому разрушению (СХР) для определения наиболее опасных аварийных режимов и месторасположений постулируемых дефектов;
- уточненная методика расчета на сопротивление разрушению в упругопластической постановке с прямым моделированием постулируемых дефектов в расчетную модель для наиболее неблагоприятных вариантов нагружения.

Упрощенный расчет на СХР состоит из следующих основных шагов:

- выполняется расчет нестационарных тепловых полей для анализируемых режимов аварийных ситуаций;
- выполняется упругий расчет кинетики напряженно-деформированного состояния (НДС) корпуса реактора без учета трещины и полей остаточных напряжений для анализируемых режимов нагружения;
- учет остаточных сварочных напряжений в металле швов сварных соединений и остаточных напряжений в основном металле вследствие нанесения наплавки выполняется суммированием значений остаточных напряжений с напряжениями, по-

лученными в результате выполнения упругого расчета;

- проводится расчет на СХР с использованием аналитических зависимостей по определению коэффициентов интенсивности напряжений (КИН) постулируемых трещин и расчетных данных о распределении напряжений по толщине стенки корпуса реактора без трещины;
- на основе результатов проведенного расчета на СХР корпуса реактора определяются наиболее опасные с точки зрения СХР аварийные режимы и месторасположения постулируемых трещин.

При проведении расчета на СХР по упрощенной методике максимальная глубина расчетных постулируемых трещин регламентируется нормативным документом [3, 4]. Поскольку для нестационарных режимов нагружения корпуса реактора наихудшая ситуация по условиям хрупкого разрушения не всегда реализуется для максимальной глубины трещины, расчет на СХР по упрощенной методике выполняется также и для расчетных трещин меньшей глубины.

Расчет на сопротивление разрушению корпуса реактора по уточненной методике выполняется для наиболее опасных аварийных режимов и месторасположений постулируемых трещин, определенных в результате проведенного расчета на СХР корпуса реактора по упрощенной методике.

Уточненный расчет на сопротивление разрушению корпуса реактора выполняется в следующей последовательности:

- расчет полей остаточных напряжений и пластических деформаций в сварном шве, основном металле и наплавке;
 - расчет нестационарных тепловых полей для наиболее опасных аварийных режимов;
 - упругопластический расчет кинетики НДС корпуса реактора для наиболее опасных режимов с включением постулируемой трещины в расчетную модель и учетом полей остаточных напряжений и деформаций;
 - вычисление расчетных значений КИН для постулируемых трещин с использованием результатов проведенного упругопластического расчета и концепции G-интеграла «закрытия трещины»;
 - расчет на сопротивление разрушению в соответствии с нормативными документами [3, 4] с определением максимально допускаемой критической температуры хрупкости металла корпуса реактора.
- Расчет кинетики НДС.** Методика расчета основывается на последовательном решении задачи нестационарной теплопроводности и краевой задачи неизотермической термопластичности. Расчет кинетики НДС в упругопластической постановке выполняется на основе МКЭ с использованием двухмерных и трехмерных расчетных моделей корпуса реактора с «встроенной» в дискретную модель постулируемой трещиной. В настоящей работе в основу конечноэлементного анализа положена смешиная схема МКЭ [6], обеспечивающая непре-

рывную аппроксимацию как для перемещений, так и для напряжений, что позволяет определять параметры НДС и механики разрушения с высокой степенью точности.

Расчетная оценка полей остаточных напряжений и деформаций. Методика расчетного определения полей остаточных напряжений и деформаций в корпусе реактора включает моделирование следующих технологических операций: выполнение сварного соединения; термообработка по режиму высокого отпуска; нанесение антакоррозионной наплавки; термообработка по режиму высокого отпуска; гидравлические испытания на заводе-изготовителе. При расчете кинетики напряжений и деформаций, обусловленных операциями сварки, наплавки, последующей термообработкой и гидравлическими испытаниями, использовали гипотезу об осевой симметрии, что позволяет рассматривать задачу об определении полей остаточных напряжений и деформаций в осесимметричной постановке. Полученные результаты о характере распределений и уровнях остаточных напряжений и пластических деформаций при моделировании технологических операций сварки, наплавки и термообработки полностью согласуются с известными расчетными данными, приведенными в работе [3].

Расчетная методика определения КИН. Основные положения разработанной методики расчета КИН в корпусах реакторов базируются на применении концепции G -интеграла «закрытия трещины» в дискретных моделях МКЭ. Расчетное обоснование и применение концепции G -интеграла к решению задач теории трещин на основе смешанной схемы МКЭ содержится в работах [7, 8].

При условии плоской деформации и выполнении определенных предположений для вычисления G -интеграла может быть использован инвариантный, т. е. не зависящий от пути интегрирования, контурный J -интеграл Черепанова–Райса [9]. При этом следует учитывать, что инвариантность значений J -интеграла будет лишь в том случае, если тело либо упруго, либо подчиняется уравнениям деформационной теории пластичности. Если же положить, что материал в пластической области деформируется в соответствии с уравнениями теории течения, то J -интеграл уже не будет инвариантен. Упомянутые теории пластичности совпадают, если тело с трещиной нагружается монотонно растущей нагрузкой, меняющейся пропорционально одному параметру, в этом случае справедливо равенство $G = J$. Однако при произвольной истории нагружения, например, при аварийном охлаждении корпуса реактора, когда в вершине трещины имеет место разгрузка материала, а также повторном нагружении равенство двух интегралов G и J утрачивает силу. В этом случае расчет на сопротивление упругопластическому разрушению с применением концепции J -интеграла становится необоснованным.

Таким образом, при пластическом течении материала и произвольной истории нагружения J -интеграл не является инвариантным и не может считаться параметром разрушения, тогда как величина G -интеграла сохраняет обоснованный физический смысл в качестве удельной работы, необходимой для страгивания стационарной трещины в упругопластическом теле. Использование концепции G -интеграла в дискретных моделях МКЭ свидетельствует о том, что результаты упругопластического расчета полностью согласуются с принципом мелкомасштабного пластического течения в вершине трещины, в частности, с «поправкой Ирвина» на пластичность и сохраняют это свойство при сгущении сетки [8].

Для получения надежных и устойчивых результатов определения величин G -интеграла и КИН расчеты выполняются на последовательно сгущаемых сетках МКЭ. Величина шага сетки в окрестности расчетной точки фронта трещины выбирается из условия, при котором расчетные значения параметров разрушения, полученные для двух последовательно сгущаемых сеток МКЭ, оказываются достаточно близкими между собой. На этапах активного нагружения применение концепции G -интеграла в дискретных моделях МКЭ приводит к устойчивым результатам определения КИН при использовании достаточно умеренных по размерам разбиений в окрестности фронта трещины. При разгрузке материала в окрестности расчетной точки фронта трещины сходимость результатов определения расчетных значений КИН достигается при гораздо более мелких разбиениях.

Программные средства, использованные в расчетах. Расчет нестационарных тепловых полей, кинетики НДС и КИН проводили с использованием программного комплекса SPACE-RELAX [10]. Вычислительный программный комплекс SPACE-RELAX разработан в Институте проблем прочности им. Г.С. Писаренко НАН Украины для решения широкого круга прикладных задач, включая рассматриваемые при математическом моделировании процессов формирования и перераспределения напряжений и деформаций в ответственных элементах конструкций ВВЭР АЭС.

Расчетные постулируемые дефекты. При проведении расчета на сопротивление разрушению корпуса реактора по упрощенной и уточненной методике расчетный постулируемый дефект определяли как плоскую поднаплавочную полуэллиптическую трещину с отношением полуосей 0,3 и глубиной $a = 0,007-0,125s$, где s — толщина стенки корпуса реактора с учетом толщины наплавки [3, 4]. Рассматривали трещины осевой и окружной ориентации в металле швов кольцевых сварных соединений под входным патрубком корпуса на оси «языка» холодной воды. Следует подчеркнуть, что расчетный дефект постулировали как поднаплавочную трещину, расположенную в основном металле корпуса реактора, в отличие от

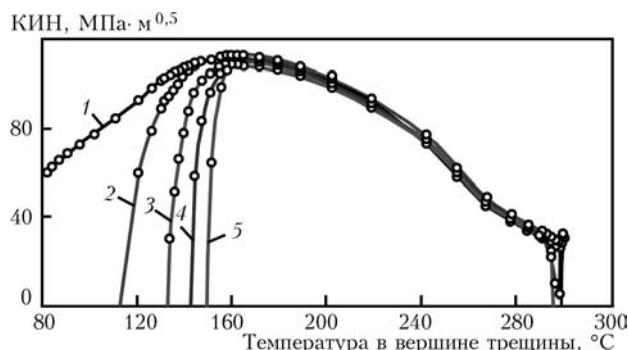


Рис. 1. Изменение КИН от температуры в наиболее глубокой точке поднаплавочной кольцевой трещины при различных шагах сетки h : 1 – 1000; 2 – 100; 3 – 10; 4 – 1; 5 – 0,1 мкм

традиционного подхода, применяемого в расчетной практике, согласно которому при проведении упрощенного расчета постулируют поверхностную трещину, тогда как при выполнении упрогопластического расчета моделируют поднаплавочную трещину [3].

Влияние плотности конечноэлементных разбиений. Оценку влияния густоты конечноэлементных сеток в окрестности вершины трещины выполняли при моделировании характерного режима охлаждения корпуса реактора ВВЭР-1000. Расчеты проводили в осесимметричной постановке с учетом полей остаточных напряжений и деформаций. При решении задачи использовали равномерную треугольную сетку в окрестности вершины поднаплавочной кольцевой трещины глубиной 20 мм, расположенной на оси «языка» холодной воды на уровне сварного шва № 4.

Точность и сходимость результатов расчета проверяли на последовательно сгущаемых сетках МКЭ. Величину шага сетки в окрестности вершины трещины принимали равной 1000, 100, 10, 1, 0,1 и 0,01 мкм. На рис.1 представлены результаты упрогопластических расчетов, откуда следует, что величина шага сетки в окрестности вершины трещины оказывает существенное влияние на определение расчетных значений КИН. Характерной особенностью упрогопластического решения является наличие ниспадающей ветви в конце температурной зависимости КИН, что связано с разгруз-

кой материала и возникновением зоны сжимающих напряжений в окрестности вершины трещины. Использование в упрогопластических расчетах достаточно редких сеток не позволяет выявить зоны разгрузки в окрестности вершины трещины, что искажает истинную зависимость КИН от температуры, полученную на достаточно густых сетках, при которых имеет место сходимость численных результатов расчета. Анализ результатов упрогопластических расчетов в трехмерной постановке приводит к аналогичному выводу. Указанное обстоятельство является весьма существенным расчетным фактором, поскольку неучет разгрузки в вершине трещины приводит к более консервативной оценке допускаемой критической температуры хрупкости металла корпуса реактора.

Влияние вариантов учета полей остаточных напряжений. Расчетный анализ проводили для пяти вариантов учета полей остаточных напряжений, обычно применяемых в расчетной практике: 1 – процедура stress-free-temperature; 2 – нагрев до температуры высокого отпуска и охлаждение до нормальной температуры; 3 – процедура stress-free-temperature и дополнительная нагрузка, при которой в сварных соединениях возникают растягивающие напряжения 100 МПа; 4 – нагрев до температуры высокого отпуска, охлаждение до нормальной температуры и дополнительные растягивающие напряжения 100 МПа; 5 – упрогопластический расчет с учетом полного цикла формирования и перераспределения полей остаточных напряжений и деформаций.

На рис. 2 представлены результаты упрогопластических расчетов для поднаплавочной кольцевой трещины глубиной 15 мм, расположенной на уровне сварного шва № 4 корпуса реактора ВВЭР-1000 при моделировании характерного режима охлаждения.

Из графиков следует, что учет остаточных напряжений с использованием процедуры stress-free-temperature и варианта, в котором используется нагрев до температуры высокого отпуска с последующим охлаждением, приводят к расхождению результатов расчета менее 1 %. Для этих двух вариантов учета остаточных напряжений расчетные значения критической температуры хрупкости приводят к завышенным оценкам запасов прочности и ресурса корпуса реактора. Заметим, что приведенные два варианта, в сущности, учитывают только остаточные напряжения, возникающие после нанесения антакоррозийной наплавки на внутреннюю поверхность корпуса реактора, и не учитывают остаточные напряжения в сварных швах.

Одним из возможных способов учета послесварочных напряжений является метод дополнительной нагрузки, при использовании которого в цилиндрических обечайках корпуса реактора возникают дополнительные осевые растягивающие напряжения 100 МПа. Расчеты с использованием метода дополнительной нагрузки приводят к резуль-

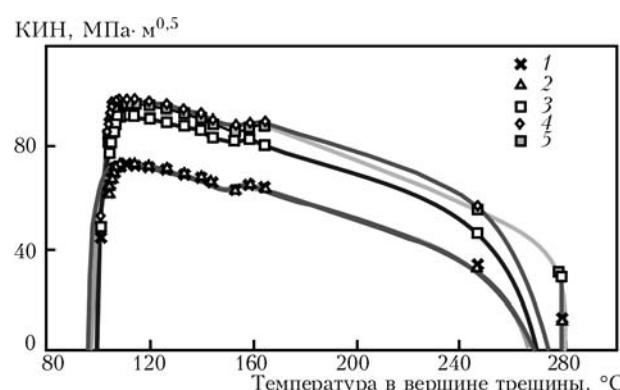


Рис. 2. Изменение КИН от температуры в наиболее глубокой точке поднаплавочной кольцевой трещины при различных вариантах учета полей остаточных напряжений: 1 – вариант 1; 2 – 2; 3 – 3; 4 – 4; 5 – 5

татам, которые заметно отличаются от первых двух вариантов учета остаточных напряжений и приводят к значительно более консервативным оценкам расчетных значений КИН и критической температуры хрупкости. Результаты расчетов КИН для третьего и четвертого вариантов заметно отличаются между собой только на начальном этапе охлаждения и практически совпадают на участках с максимальными значениями КИН. Разница в определении критической температуры хрупкости не превышает 1 %.

Упрогопластический расчет с учетом полного цикла формирования и перераспределения полей остаточных напряжений при моделировании технологических операций сварки и нанесения антикоррозийной наплавки приводит к менее консервативным оценкам критической температуры хрупкости по сравнению с вариантами, в которых учитывается дополнительная нагрузка 100 МПа. В то же время эти оценки являются более консервативными по сравнению с первыми вариантами расчета, в которых не учитываются остаточные напряжения в зоне сварного шва.

Влияние истории нагружения. Оценку влияния истории термосилового нагружения выполняли при расчетном моделировании эксплуатационных режимов нагружения узла соединения «горячего» коллектора с корпусом парогенератора ПГВ-1000 «малой» серии. Расчет НДС узла соединения проводили в упрогопластической постановке с учетом и без учета истории нагружения.

Расчетная трехмерная конечноэлементная модель включала парогенератор–главный циркуляционный трубопровод–корпус реактора. Расчеты с учетом истории нагружения выполняли для следующей последовательности нагружения: гидравлические испытания (ГИ) по первому и второму контурам → разгрузка → нормальные условия эксплуатации (НУЭ) → разгрузка. Расчет без учета истории нагружения проводили для режима НУЭ путем однократного нагружения. Постулировали поверхностную полуэллиптическую трещину глубиной 18 мм и отношением осей 2/3, расположенную в зоне максимальной напряженности галтели узла соединения. Решение задачи получено с применением процедуры фрагментации. Результаты расчетов КИН вдоль фронта постулируемой трещины представлены на рис. 3.

Из анализа полученных результатов расчетов следует, что неучет остаточной напряженности в зоне галтели узла соединения коллектора с корпусом парогенератора приводит при моделировании эксплуатационных режимов нагружения к заниженным (до 18 %) расчетным значениям КИН и, следовательно, к неконсервативной оценке сопротивления разрушению узла соединения.

Заключение

Развита общая методология проведения расчета на сопротивление разрушению корпусов реакторов

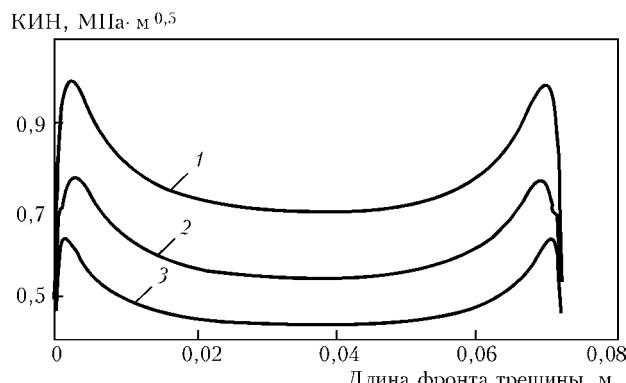


Рис. 3. Распределение относительных значений КИН вдоль фронта трещины: 1 – ГИ; 2 – ГИ-разгрузка-НУЭ; 3 – НУЭ без учета истории нагружения

ВВЭР при моделировании аварийных режимов охлаждения. Сформулированы основные положения упрогопластического расчета кинетики НДС корпусов реакторов с учетом полей остаточных напряжений и деформаций, а также расчетная методика определения КИН в точках фронта постулируемой трещины. Установлено существенное влияние на расчетную оценку сопротивления разрушению корпуса реактора таких факторов, как учет истории термосилового нагружения и упрогопластического деформирования металла в окрестности фронта трещины, варианты учета полей остаточных послесварочных напряжений и деформаций, регулярность и плотность конечноэлементной сетки в окрестности фронта трещины, концепция вычисления параметров упрогопластического разрушения в дискретных моделях МКЭ. Получены результаты по оценке сопротивления разрушению узла соединения коллектора с корпусом парогенератора при моделировании эксплуатационных режимов нагружения с учетом истории упрогопластического деформирования. Показано, что неучет остаточной напряженности в зоне галтели узла соединения после гидравлических испытаний приводит к завышенным оценкам запасов прочности конструкции.

1. Особенности расчетной оценки на сопротивление хрупкому разрушению корпусов реакторов ВВЭР при термошоке // В.В. Харченко, А.Ю. Чирков, С.В. Кобельский и др. // Прочность материалов и элементов конструкций: Пр. конф., – К.: Ін-т пробл. міцності НАН України, 2010. – С. 225–230.
2. Влияние истории термомеханического нагружения на напряженность корпусов реакторов ВВЭР АЭС при термошоке // В.В. Харченко, А.Ю. Чирков, С.В. Кобельский и др. // Пробл. прочности. – 2010. – № 1. – С. 27–36.
3. РД ЭО 0606–2005. Методика расчета на сопротивление хрупкому разрушению корпусов реакторов АЭС с ВВЭР (МРКР-СХР-2004). – С.-Пб.;М., 2004. – 65 с.
4. МТ-Д.03.391–06. Методика оценки прочности и ресурса корпусов реакторов ВВЭР в процессе эксплуатации. – Киев, 2009. – 50 с.
5. Перераспределение напряжений в узле соединения коллектора с патрубком парогенератора ПГВ-1000 при его нагружении после термообработки // В.В. Харченко, Г.В. Степанов, В.И. Кравченко и др. // Пробл. прочности. – 2009. – № 3. – С. 25–31.
6. Чирков А.Ю. Смешанная схема метода конечных элементов для решения краевых задач теории упругости и малых упрогопластических деформаций. – К.: Изд-во Ин-та пробл. прочности, 2003. – 250 с.
7. Чирков А.Ю. Розвиток та реалізація змішаного методу скінчених елементів у задачах міцності коливань та стій-

- кості елементів конструкцій: Автореф. дис. ... д-ра техн. наук. — К., 2008. — 41 с.
8. Чирков А.Ю. Расчетный анализ модельных задач теории трещин на основе смешанной схемы метода конечных элементов // Надежность и долговечность машин и сооружений. — 2012. — Вып. 35. — С. 200–208.
9. Черепанов Г.П. Механика хрупкого разрушения. — М.: Наука, 1974. — 640 с.
10. Програмне забезпечення «Тривимірне скінченноелементне моделювання теплового і термонапряженого стану елементів машинобудівних конструкцій» (SPACE) / Система сертифікації УкрСЕПРО. Сертифікат відповідності № UA1.017.0054634–04. — 2004.

ПРОЕКТ 4.13

Підвищення безпеки енергоблоків АЕС шляхом удосконалення системи контролю викидів тритію та вуглецю

УДК 681.323

ПІДВИЩЕННЯ БЕЗПЕКИ ЕНЕРГОБЛОКІВ АЕС ШЛЯХОМ УДОСКОНАЛЕННЯ СИСТЕМИ КОНТРОЛЮ ВИКИДІВ ТРИТИЮ ТА ВУГЛЕЦЮ

Чл.-кор. НАН України **Ю.Л. ЗАБУЛОНОВ, В.М. БУРТНЯК**, канд. техн. наук,
I.O. ЗОЛКІН, Л.А. ОДУКАЛЕЦЬ, інженери
(Ін-т геохімії навколошнього середовища НАН України)

Розроблений і виготовлений макетний зразок системи для контролю та ідентифікації викидів тритію та вуглецю-14. Описана структура системи. Наводяться основні характеристики системи. Приведені дані порівняльних випробувань розробленої системи з системою «Quantulus 1220».

Ключові слова: моніторинг, модуль вимірювання, структура, тритій, вуглець-14

Підвищення рівня безпеки АЕС і їх подальший розвиток є пріоритетним завданням держави, складовою національної безпеки, яка потребує повноцінного науково-технічного забезпечення. Подовження проектного ресурсу АЕС, яке пов'язане на самперед із забезпеченням роботоздатності корпусів реакторів, потребує невідкладного розв'язання низки питань, спрямованих на подовження їх експлуатаційного ресурсу. Обґрутування роботоздатності та подовження терміну експлуатації потребують не лише корпуси реакторів, парогенератори, головні циркуляційні трубопроводи та внутрішнє корпусне обладнання реакторів, а також системи радіаційного контролю та моніторингу, які функціонують у найжорсткіших умовах. Існуючі на сьогодні прилади та системи радіаційного контролю, які використовуються на діючих АЕС, не відповідають підвищеним сучасним вимогам ядерно-радіаційної безпеки та потребують термінової модернізації [1].

Будь-яка працююча АЕС робить потужний вплив на довкілля по трьох напрямах: газоподібні викиди в атмосферу, викиди великої кількості тепла і поширення рідких радіоактивних відходів. Найбільшу небезпеку для довкілля представляють аерозольні викиди як найменш контролювані після їх виникнення [2].

© Ю.Л. ЗАБУЛОНОВ, В.М. БУРТНЯК, I.O. ЗОЛКІН, Л.А. ОДУКАЛЕЦЬ, 2012

На всіх АЕС передбачаються заходи по запобіганню радіоактивним викидам, завдяки яким пряմий вихід радіоактивних відходів у довкілля попереджається багатоступінчастою системою радіаційного захисту (оболонка твілів, контури реактора та теплоносія, герметичні виробничі приміщення та ін.). Підвищення рівня радіоактивних викидів свідчить про виникнення аварійної ситуації на АЕС.

Особливе місце серед небезпечних речовин, які скидаються АЕС в повітря, водойми і підземні води, займають тритій та вуглець-14. Тритій, маючи невелику енергію випромінювання β -частинок (18 кeВ) і незначну відстань пробігу, концентрується в ядрі клітки (де знаходиться ДНК) і надовго затримується в організмі. Атоми тритію шляхом ізотопного обміну заміщають в молекулах атоми водню, а біологічний вплив тритію підсилюється тим, що при його розпаді створюється інертний гелій. Тому водні зв'язки в місці розпаду тритію рвуться, що сприяє негативному впливу на процес синтезу органічних сполук і може мати вплив на спадковість [3]. Біологічна дія вуглецю-14 пов'язана не тільки з радіаційними, але і трансмутаційними ефектами, які виникають при перетворенні атомів ^{14}C на атоми ^{14}N в результаті β -розпаду [4]. Особливу небезпеку ці процеси можуть набувати при включені радіовуглецю в ДНК і РНК статевих кліток, оскільки навіть одиничні акти його

роздаду приводять до неусувних мутацій в організмі.

При аваріях на АЕС активність скинутих тритію та вуглецю-14 зростає на кілька порядків, що може призвести до тяжких наслідків або навіть екологічної катастрофи [5]. Тому очевидна необхідність контролю тритію та вуглецю в аерозольних викидах АЕС, що дає змогу аналізувати розвиток аварії або ефективність заходів, які спрямовані на її ліквідацію.

Виникнення і розвиток радіаційних аварій проходить, як правило, в дуже короткий термін. Це відповідно накладає дуже жорсткі вимоги до характеристик автоматизованих систем радіаційного контролю [6, 7]. Насамперед, до головних вимог відносяться підвищення точності, швидкості і надійності радіометричних вимірювань, визначення радіонуклідного складу радіаційних викидів, напрямів їх розповсюдження. При проведенні оперативного радіаційного моніторингу в більшості випадків неможливе застосування аналітичного обладнання стаціонарних лабораторій. Існуючі в даний час підходи по визначенням тритію в навколишньому середовищі, які засновані на модельних розрахунках розповсюдження радіоактивних речовин, не забезпечують якісний та швидкий аналіз визначення його концентрації у навколишньому середовищі. Таким чином, при аналізі планових або аварійних викидів АЕС необхідно вирішити задачу – мінімізувати час виявлення зміни активності викидів вуглецю та тритію [8].

Сьогодні контроль викидів тритію та вуглецю здійснюється системами, основним недоліком яких є значний час вимірювання, який становить більше 7 днів. На сьогодні не існує вітчизняних технологічних систем аналізу викидів тритію та вуглецю з венттруби АЕС. Таким чином, актуальною задачею є створення недорогої, зручної в користуванні

«інтелектуальної» системи для ідентифікації та вимірювання інтенсивності випромінювання низькоактивних радіонуклідів в аерозольних викидах АЕС, отримання оперативної інформації при проведенні вимірювань, одержання результатів вимірювань з високою точністю.

Для реєстрації тритію та вуглецю-14 необхідний безпосередній контакт з детектором випромінювання, який досягається шляхом змішування водної проби зразка, що досліджується, з рідким сцинтилятором. При цьому геометрія обчислення близька до $4\pi R^2$ (враховуючи ізотропність стану і випромінювання тритію обрахунок проводиться в усіх напрямках), а основна енергія β -випромінювання витрачається на збудження молекул компонентів сцинтилятора. Кількість світлових імпульсів, що генеруються сцинтилятором, пропорційна числу β -розпадів та реєструються електронним фотодіодом (ФЕП). Заважаючими факторами при проведенні аналізу тритію є гасіння сцинтиляції і люмінесценція. Вплив люмінесценції усувається за допомогою виміру водних проб тритію в рахункових віалах з пластика, витримуванням їх перед виміром в темному приміщенні, а також за допомогою електронної схеми приладу. Ефект гасіння максимально усувається шляхом дистилляції проб, що призводить до видалення механічних, органічних і мінеральних домішок.

В результаті виконання проекту спеціалістами ІГНС НАН України створено макетний зразок автоматизованої системи контролю та ідентифікації викидів тритію та вуглецю-14 «ТриУМФ». Автоматизована система «ТриУМФ» призначена для вимірювання питомої активності тритію і вуглецю-14 за їх β -випромінюванням в об'єктах навколошнього середовища, біологічних пробах та технологічних середовищах АЕС.

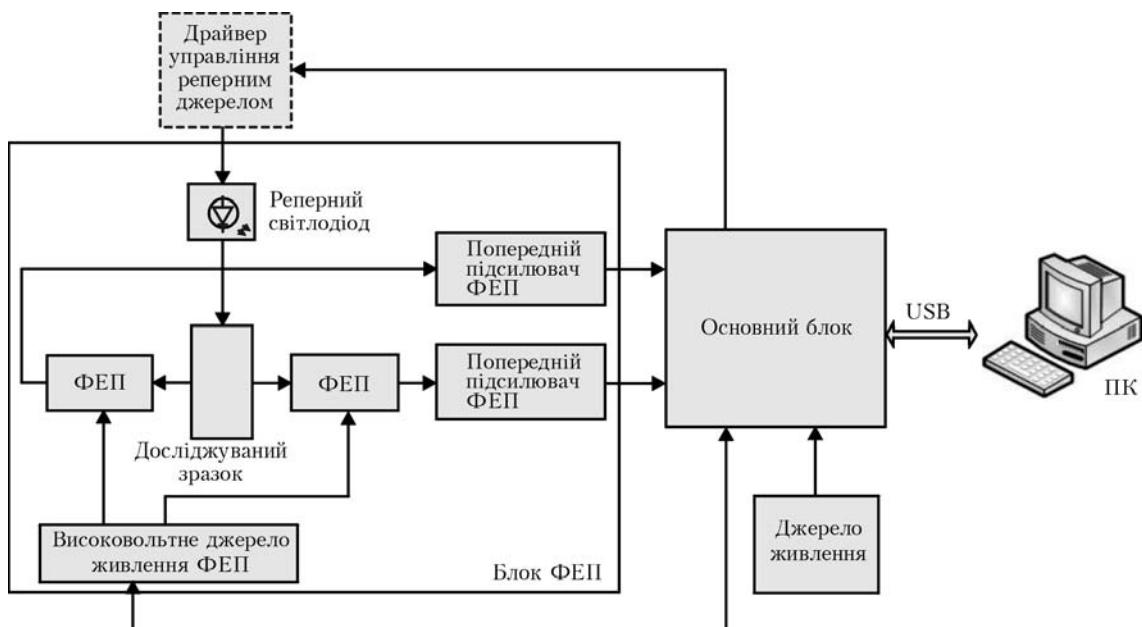


Рис. 1. Структурна схема електронного блоку вимірювань

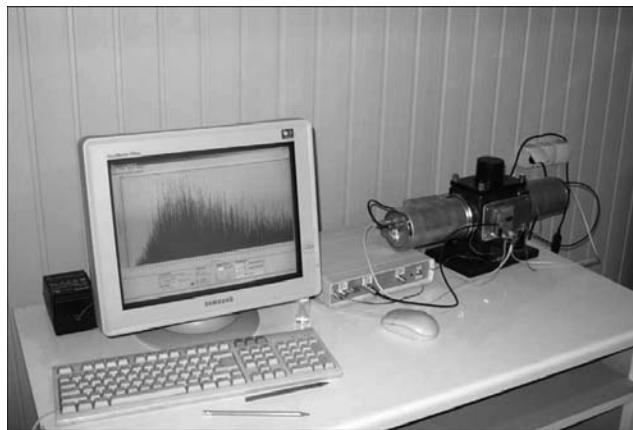


Рис. 2. Зовнішній вигляд створеного експериментального зразка системи контролю та ідентифікації викидів тритію та вуглецю-14 «ТриУМФ»

Основними функціями системи є:

- проведення вимірювання активності β -випромінювання окремої проби за заданою програмою оператора: 1 — по заданому інтервалу часу; 2 — по заданій похибці вимірювання;
- проведення всіх необхідних розрахунків для визначення активності тритію або вуглецю-14 в пробі ($\text{Бк}/\text{l}$);

- зв'язок з зовнішніми пристроями за стандартними цифровими інтерфейсами для передачі даних та дистанційного управління;
- автоматична подача проби в зону вимірювання;
- подача звукового сигналу після завершення вимірювання.

Система «ТриУМФ» складається з наступних блоків та підсистем:

- блоку детектування з пасивним захистом від зовнішнього радіаційного фону;
- системи доставки проби в вимірювальну камеру блоку детектування;
- мікропроцесорного блоку аналізу енергетичного спектру;
- електронного блоку обробки результатів вимірювань та зв'язку з зовнішніми пристроями;
- пристрой живлення всіх електронних вузлів системи;
- загальної стійки, на якій розміщаються всі вузли системи.

Структурна схема електронного блоку вимірювань приведена на рис. 1.

Всі складові блоки і вузли системи мають уніфіковані роз'єми та кріплення, що забезпечує їх швидку заміну в разі несправності.

Таблиця 1. Характеристики вимірювальної системи

Назва технічного засобу (системи)	Перелік складових	Технічні характеристики
Система пасивного захисту від зовнішнього радіаційного фону	Свинцевий екран	Товщина до 5 см Вага не більше 50 кг
Електронно-оптична система для реєстрації окремих сцинтиляцій у вимірювальній камері	1. Оптичний детектор	Тип: ФЕП без охолодження Живлення: 1000–1500 В Спектральний діапазон: 300–650 нм Температурний режим: -30°C – $+50^{\circ}\text{C}$
	2. Система фокусування	Зеркальна поверхня в вимірювальній камері
Спектрометричний канал вимірювання електричних сигналів з ФЕП	1. Спектрометричний аналізатор імпульсів	Каналів: не менше 1024 Інтегральна нелінійність: $<0,1\%$ Диференційна нелінійність: $<0,5\%$ Максимальна статистична загрузка: $2 \cdot 10^4$ імп./с
Електронний блок обробки результатів вимірювань та зв'язку із зовнішніми пристроями	1. Промисловий комп'ютер	Частота процесора: $>1,4$ МГц Диск магнітний: >100 Гб Операційна пам'ять: >256 Мб Інтерфейси: USB, Ethernet
Система живлення всіх електронних вузлів	1. Блок живлення ФЕП	Вхідна напруга: ± 12 – ± 24 В або ~ 220 В, 50 Гц Вихідна напруга: 1,0–1,7 кВ Регулювання вихідної напруги: програмна (цифровий вхід для установки напруги) Точність установки вихідної напруги: $<0,01\%$ Захист від короткого замикання
	Блок живлення електронних модулів та плат	Вхідна напруга: ~ 220 В, 50 Гц Вихідна напруга: 5–24 В Максимальний струм споживання по 1 каналу живлення: 2 А Захист від короткого замикання
Система комунікації для користувача	1. Монітор	Розмір: 15 дюймів Тип: XGA TFT LCD з роздільною здатністю 1024×768 пікселів
	2. Клавіатура	Стандартна, 104 клавіші
	3. Мишка	Стандартна, оптична (две клавіші та ролик)

Інформаційний обмін системи з зовнішніми пристроями (персональний комп'ютер, промисловий контролер і т. п.) здійснюється через стандартні інтерфейси USB та Ethernet (рис. 2). Для забезпечення віддаленого управління електронними і механічними вузлами, отримання поточних результатів вимірювання проб, контролю стану працездатності системи підтримує функції управління від зовнішнього пристрою.

Оцінка об'ємної активності тритію та вуглецю проводиться за розробленою методикою, за результатами, які отримані в результаті серії вимірювань стандартних зразків з різними рівнями радіоактивності.

Стан електронних вузлів та їх параметрів контролюється програмним забезпеченням (висока напруга на ФЕП, величина живлення електронних вузлів, стан механічного пристроя подачі проб в вимірювальну камеру і т. п.) для своєчасного виявлення збоїв і неполадок в системі та інформування оператора.

Характеристики вимірювальної системи наведені в табл. 1.

Діапазони вимірювання контролюваних параметрів та похибки вимірювання:

Активність проби по тритію, Бк/л від 1,0 ($\pm 60\%$) до $2 \cdot 10^5$ ($\pm 1\%$)

Активність проби по радіовуглецю, Бк/л от 1,0 ($\pm 79\%$) до $2 \cdot 10^5$ ($\pm 1\%$)

Система функціонує наступним чином. Проба для дослідження поміщається у пластикову віалу, розташовану між парою ФЕП, які призначені для реєстрації фотонів у сцинтиляторі, що утворюється внаслідок взаємодії β -випромінювання з сцинтилятором. Проба є рідинним сцинтиляційним зразком, яка міститься в скляній або пластмасовій віалі об'ємом 20 мл. Фотони від рідинного сцинтилятора виявляються одним або обома детекторами. Результатуючі вихідні імпульси від ФЕП перетворюються на цифрові імпульси, які називаються «поодинокими». Наявність кожного поодинокого імпульсу свідчить про те, що аналоговий імпульс був виявлений як мінімум одним ФЕП. Вихідні сигнали з ФЕП приймаються і перетворюються до однобітного цифрового формату і пересилаються в «інтелектуальний» блок. Там ці імпульси направляються до суматора і детектора збігу. Суматор призначений для підсумовування поодиноких імпульсів, одержаних від обох ФЕП. Детектор збігу визначає, коли поодинокі імпульси надходять одночасно на детектори і у відповідь передає сигнал збігу через суматор в синхронізуючий ланцюг управління. У результаті ми одержуємо усунення хибних шумових імпульсів від ФЕП та генерування стартового сигналу до синхронізуючого ланцюга управління випадку співпадіння поодиноких імпульсів [9].

Для тестування характеристик створеної системи було проведено випробувальні порівняльні ви-

мірювання проб на системі «ТриУМФ» та системі «Quantulus 1220». У сховищі підприємства «Радон» було відібрано більше ніж 450 зразків тритієвої води з різною активністю. Стандартні і фонова проби готовилися з однієї партії рідкого сцинтилятора. Дозування здійснювалось за допомогою мірних піпеток зі змінними наконечниками. В віалу заливався рідкий сцинтилятор, потім додавалась водна проба. Віала закручувалася кришкою і суміш гомогенізувалась шляхом струшування. Контроль гомогенності проводився візуально. Після вистоювання в темному приміщенні протягом 1 год проби направлялися на вимірювання, які проводилися в автоматичному режимі.

Всі вимірювання питомої активності контрольної вибірки проб для систем «ТриУМФ» (A_1) і «Quantulus 1220» (A_2) було розбито на i інтервалів ($i = 1, 2, 3, \dots, k$). Для кожного i -го інтервалу обчислювались середні значення відхилень між A_{1j} і A_{2j} , тобто між одиничними значеннями A_1 і A_2 для j -го виміру i -го інтервалу:

$$\bar{\Delta}_i = \sum_{j=1}^{n_i} |A_{1j} - A_{2j}| n_i^{-1}, \quad (1)$$

де $i = 1, 2, \dots, n$; n_i — кількість вимірів в i -му інтервалі.

Для співставності отриманих оцінок відхилень між вимірами питомої активності на різних приладах величини Δ_i пронормовані згідно виразу:

$$\bar{P}_i = \left(\sum_{j=1}^{n_i} \frac{|A_{1j} - A_{2j}|}{A_{1j}} n_i^{-1} \right) \cdot 100\%, \quad (2)$$

де \bar{P}_i — середнє нормоване відхилення між A_{1j} і A_{2j} .

Таблиця 2. Результати порівняльних вимірювань проб на системах «ТриУМФ» та «Quantulus 1220»

Інтервал активності, Бк	Кількість вимірів в інтервалі	Середнє відхилення, Бк	Нормоване середнє відхилення, %
5–50	108	1	4,52
51–100	34	2,54	3,27
101–500	133	4,93	2,27
501–1000	33	21,25	2,73
1001–1550	26	23,01	1,85
1600–2000	10	38,98	2,16
2001–2500	17	53,90	2,35
2501–2900	9	51,44	1,95
3100–3900	6	198,98	5,64
4001–4900	20	106,87	2,38
5001–10000	20	185,35	2,56
10500–19000	18	1356,62	10,06
29001–78000	11	2320,16	5,68
125000–247000	6	8242,15	4,77

Результати проведених вимірювань наведені в табл. 2.

Приведені дані показують (в межах 10 %) співпадіння результатів вимірювань проб, проведених на системах «ТриУМФ» та «Quantulus 1220».

Таким чином, у результаті виконання проекту розроблено макетний зразок системи контролю та ідентифікації викидів тритію та вуглецю-14 та нові методи і алгоритми обробки спектрів β -випромінювання, які з високою вірогідністю забезпечують виявлення та ідентифікацію тритію та вуглецю-14, а також:

- розроблені математичні моделі, на основі яких створені робочі алгоритми та модулі основних програмних засобів;
- розроблені апаратні засоби системи, в тому числі: аналогові блоки первинної фіксації та обробки спектрометричної інформації, цифрові блоки аналізу та візуалізації, мікропроцесорні блоки;
- проведений лабораторні випробування для вибору оптимальних параметрів, миттєвої чутливості, енергетичної роздільної здатності, низької чутливості до зовнішніх завад.

На цих засадах буде створена портативна автоматизована система контролю та ідентифікації

викидів тритію та вуглецю-14 в аерозольних викидах АЕС.

1. Загальні положення забезпечення безпеки атомних станцій (НП 306.1.02/1.034-2000) // <http://zakon3.rada.gov.ua/laws/show/z0132-00>.
2. Григор'єва Л.И. Радиационная нагрузка на человека в районе АЭС // Ядерна та радіаційна безпека. — 2010. — № 1. — С. 19–23.
3. Юзгин В.С., Ялов Б.Е. Тритий и окружающая среда // Атомная техника за рубежом. — 1973. — № 10. — С. 24–28.
4. Рублевский В.П., Голенецкий С.П., Кирдин Г.С. Радиоактивный углерод в биосфере. — М.: Атомиздат, 1979. — 172 с.
5. Полянцев С.С., Пырков И.В., Григорьев Е.И. Актуальные вопросы контроля газоаэрозольных выбросов на АЭС // АНРИ. — 2009. — № 2. — С. 37–46.
6. Выявление источников радиоактивного излучения при помощи метода независимых компонент / Ю.Л. Забулонов, Г.В. Лисиченко, Ю.М. Коростиль, Е.Г. Ревунова // Зб. наук. пр. ІПМЕ ім. Г.Є. Пухова «Моделювання та інформаційні технології». — К., 2009. — Вип. 52. — С. 73–80.
7. Забулонов Ю.Л., Буртняк В.М., Одукалец Л.А. Нові підходи до створення систем моніторингу радіаційного стану на АЕС // Проблеми ресурсу і безпеки експлатації конструкцій, споруд та машин / За ред. Б.Є. Патона. — К.: Ін-т електрозварювання ім. Є.О. Патона НАНУ, 2009. — С. 270–274.
8. Горн Л.С., Хазанов Б.И. Современные приборы для измерения ионизирующих излучений. — М.: Энергоатомиздат, 1989. — 232 с.
9. Hieber R.D., Watts R.J. Fast coincidence circuit for ^3H and ^{14}C measurements // Nucleonics. — 1953. — 11, № 12. — 38 р.

ПРОЕКТ 4.14

Розробка технології однобічного зварювання плакованих трубопроводів першого контуру при ремонті і реконструкції для продовження ресурсу енергоблоків АЕС

УДК 621.791:[621.311.25:621.039.577]

ОДНОСТОРОННЯЯ СВАРКА ПЛАКИРОВАННЫХ ТРУБОПРОВОДОВ ПЕРВОГО КОНТУРА ПРИ РЕМОНТЕ И РЕКОНСТРУКЦИИ ЭНЕРГОБЛОКОВ АЭС

О.Г. КАСАТКИН, д-р техн. наук, А.К. ЦАРЮК, канд. техн. наук, В.Ю. СКУЛЬСКИЙ, д-р техн. наук, А.Р. ГАВРИК,
С.И. МОРАВЕЦКИЙ, М.А. НИМКО, Г.Н. СТРИЖИУС, Н.В. ТЕРОВЕЦ, инженеры
(Институт электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины)

Обобщены закономерности формирования структуры в сварных соединениях биметаллических материалов. Рассмотрены условия ухудшения вязкости, пластичности и технологической прочности. Установлены технологические мероприятия по обеспечению необходимых эксплуатационных свойств и трещиностойкости металла швов. Разработаны исходные данные для создания принципиального процесса односторонней сварки трубопроводов АЭС из плакированной стали.

Ключевые слова: стали плакированные, соединения сварные, хрупкость, трещины, диффузия углерода, хрупкие прослойки, принципы технологии сварки

Плакированные трубы используются в ответственных конструкциях, в частности, в главном циркуляционном трубопроводе атомных энергетических установок. Основным металлом трубы является низколегированная сталь повышенной прочности, которая внутри покрыта коррозионностойкой austenитной сталью.

При замене парогенераторов возникает необходимость выполнения стыкового соединения главного циркуляционного трубопровода с патрубком парогенератора. Стыкуемые элементы изготовлены из стали 10ГН2МФА. Внутренний диаметр трубы 850 мм, толщина 70 мм.

Согласно существующей технологии кромки выполняемых соединений из низколегированной стали имеют V-образную разделку с раскрытием наружу, на каждой кромке удален плакирующий слой шириной 10 мм (рис. 1). Выполнение выборки плакировки связано с исключением возможности образования трещин при попадании austenитного металла в низколегированный перлитный корневой шов. Такие соединения выполняют в два этапа. Вначале с внешней стороны сваривают по всей толщине теплоустойчивую сталь 10ГН2МФА и проводят неразрушающий контроль соединения — рентгеноструктурный (РГК, 100 %), ультразвуковой (УЗК, 100 %), капиллярный (КК, 100 %). Затем проводят наплавку двойного антикоррозионного слоя на участке проточки внутренней поверхности трубы. По завершению наплавки проводится зачистка усиления наплавленного слоя

вровень с поверхностью плакировки и выполняется неразрушающий контроль (визуально-измерительный (100 %), УЗК (100 %) для выявления отслоения плакировки и КК (100 %)).

Однако вследствие повышенного радиационного фона в зоне парогенератора и трубопровода возникла необходимость создания технологии сварки, обеспечивающей уменьшение дозы облучения сварщиков и исключающей их работу внутри выполняемого трубного соединения.

Целью данной работы была разработка технологии односторонней сварки с наружной стороны плакированных трубопроводов первого контура ядерных энергоблоков, что позволяет снизить ра-

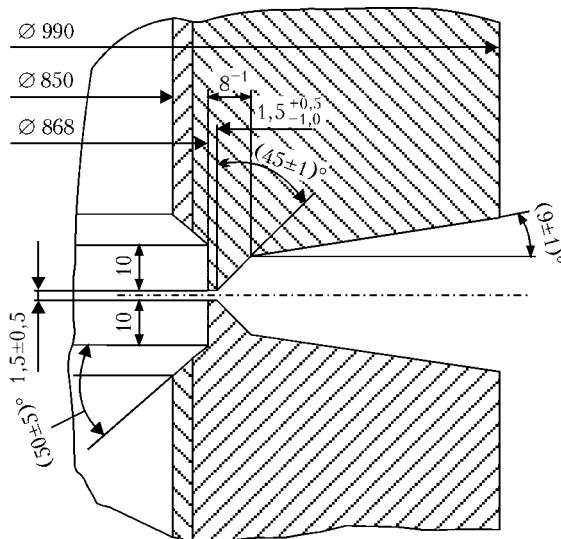


Рис. 1. Разделка кромок стыкового трубного соединения из плакированной стали, свариваемого по штатной технологии

диационную нагрузку на персонал и снизить трудоемкость ремонтно-сварочных работ.

Сварные соединения из биметаллических сталей представляют собой сложную в металургическом отношении систему, формирующуюся при соединении металлов с различным легированием и принадлежащих к различным структурным классам. По легированию и структуре можно различать участки шва на уровне плакирующего слоя, в зоне перехода от плакирующего шва ко шву основного низколегированного слоя и основной шов. Участки соединения основного и плакирующего слоев можно отнести к категории соединений однородных сталей. Переходные участки, где соединяются слои с резко отличающимися легированием, структурой и свойствами относятся к категории соединений разнородных металлов (сталей). Поэтому при получении сварных соединений из двухслойной стали должны учитываться закономерности формирования структуры и свойств, а также возможные проблемы, характерные для сварки однородных низколегированных или углеродистых сталей, высоколегированных сталей и соединений разнородных сталей.

При сварке плакирующих слоев из austenитных сталей возможной проблемой является образование горячих (прежде всего кристаллизационных) трещин. Обеспечение высокой технологической прочности достигается легированием металла шва молибденом, марганцем при ограничении в наплавленном металле концентрации легко ликвидирующихся примесных элементов (серы, фосфора, кремния). Весьма эффективной мерой предупреждения появления кристаллизационных трещин в austenитных швах является получение наплавленного металла с таким соотношением $\text{Cr}_{\text{экв}}/\text{Ni}_{\text{экв}}$, при котором обеспечивается первичная кристаллизация с образованием δ -феррита. Критерием реализации механизма первичной кристаллизации с формированием δ -феррита является контроль его остаточной доли в металле шва при комнатной температуре. Однако чрезмерный рост доли δ -феррита при повышении концентрации ферритизаторов по отношению к austenитизаторам может привести к обратному эффекту — снижению трещинностойкости. В работе [1] показано, что для хромоникелевых швов с 20–22 % хрома снижение стойкости против кристаллизационных трещин наблюдается при содержании δ -феррита более 40–50 %. Оптимальным с точки зрения обеспечения высокой стойкости против кристаллизационных трещин является 2–8 % δ -феррита. Для предупреждения формирования карбидов хрома при сенсибилизирующем нагреве и развития межкристаллитной коррозии при эксплуатации наплавленный металл дополнительно легируют энергичными карбидообразующими элементами. Указанные принципы легирования наплавленного металла находят практическое использование при выполнении коррозионностойкого облицовочного слоя на внутрен-

ней поверхности плакированных труб и корпуса ядерного реактора. Для этой цели используют сварочные материалы систем легирования типа X25-H13 для выполнения первого слоя облицовки по низколегированной стали и для второго — со стабилизацией ниобием типа X20-H10-G2B.

Особую проблему при сварке плакированных сталей могут представлять переходные участки между высоколегированным и низколегированным металлом. В зависимости от легирования сварочного материала и степени его смешивания в металле шва с расплавом высоколегированного и низколегированного металлов (что зависит от режима сварки) может формироваться структура, содержащая мартенсит [2, 3]. Такие швы могут проявлять склонность к хрупкому разрушению. Также не исключается возможность образования кристаллизационных или холодных трещин. Кроме того, при различиях в системе легирования и структурном классе основного и сварочного материалов хрупкие прослойки могут формироваться у стенок сварочной ванны на участке неполного перемешивания [3, 4]. Подобные прослойки возникают, например, при сварке углеродистой или низколегированной стали некоторыми типами austenитных сварочных материалов.

На формирование структурной неоднородности в переходных участках соединений из сталей различных структурных классов также оказывает влияние диффузионное перераспределение углерода. Это явление заметно проявляется на границе между низколегированным или углеродистым основным металлом и швом с повышенным содержанием легирующих элементов и энергичных карбидообразователей [3–5]. В результате диффузии углерода в сторону более легированного металла шва в основном металле формируется зона, обедненная углеродом с пониженной твердостью, а в шве — прослойка с высокой концентрацией углерода и высокой твердостью (здесь скопление углерода способствует повышению твердости мартенситной прослойки, образующейся в результате неоднородного перемешивания наплавленного и основного металлов). Так, например, экспериментально установлено, что в переходном участке сталь 20/аустенитный шов твердость в мартенситной прослойке в зоне с повышенной концентрацией углерода составляла HV500–650, в стали 20 в прилежащей ко шву зоне обеднения HV 180–200, а вдали от шва HV200–250. Перераспределение углерода может происходить при сварке и при последующей термической обработке. Есть предположение, что на этот процесс также оказывает влияние напряженно-деформированное состояние металла [4]. Следствием фазовой неоднородности в зоне сплавления является, во-первых, риск развития хрупкого разрушения в малопластичном металле, во-вторых, при эксплуатации зона основного металла с переменным содержанием углерода может подвергаться особому виду кор-

рационного разрушения под напряжением [5]. В качестве примера неоднородного перераспределения углерода между перлитной сталью и высоколегированной сталью на рис. 2 показана микроструктура переходного участка биметалла между плакирующим и несущим слоями. На рисунке темную окраску имеет область со скоплением углерода в аустенитном слое. В прилежащем низколегированном металле в зоне обеднения углеродом сформировалась крупнозернистая чисто ферритная структура с низкой твердостью.

Исключение образования мартенсита в структуре промежуточных швов (как и при сварке аустенитных и низколегированных сталей) достигается использованием сварочных материалов с «повышенной аустенитностью», обеспечивающих результатирующую чисто аустенитную либо аустенитно-ферритную первичную кристаллизацию. Для уменьшения ширины зон переменного состава у стенок сварочной ванны и мартенситных прослоек в них требуется обеспечивать повышенный градиент концентраций элементов-аустенитизаторов в этой зоне. Последнее также достигается использованием сварочных материалов с повышенным содержанием никеля. Однако эти меры, основанные на использовании сварочных материалов систем Cr–Ni либо Cr–Ni–Mo, не исключают диффузионного перемещения углерода из низколегированного металла в высоколегированный шов. Данная проблема может быть решена за счет применения сварочных материалов на никелевой основе, либо выполнения облицовки кромки низколегированной стали металлом с низким содержанием углерода.

Сварка основного слоя из низколегированной закаливающейся стали бейнитного класса сопряжена с необходимостью предотвращения замедленного разрушения. Для этого необходимо применять предварительный и сопутствующий подогрев. Для снятия напряжений и обеспечения требуемых механических свойств металла шва сварные соединения после сварки подвергают высокому отпуску.

Рассмотренные особенности получения сварных соединений плакированных сталей учитываются в настоящей работе.

Выбранная конфигурация разделки кромок для односторонней сварки показана на рис. 3. Данная разделка обеспечивает возможность качественного выполнения корневого шва в зоне плакирующего слоя. При получении соединений возможно применение как ручных процессов сварки (дуговой сварки покрытыми электродами или аргонодуговой сварки неплавящимся электродом с присадкой), так и автоматической аргонодуговой сварки с помощью существующего на рынке сварочного оборудования.

Для сварки корневого прохода и заварки разделки в плакирующем слое следует применять присадочную проволоку типа 04Х20Н9Г2Б, предусмотренную правилами и нормами в атомной энергетике (ПНАЭ Г-7-01-89) для аргонодуговой

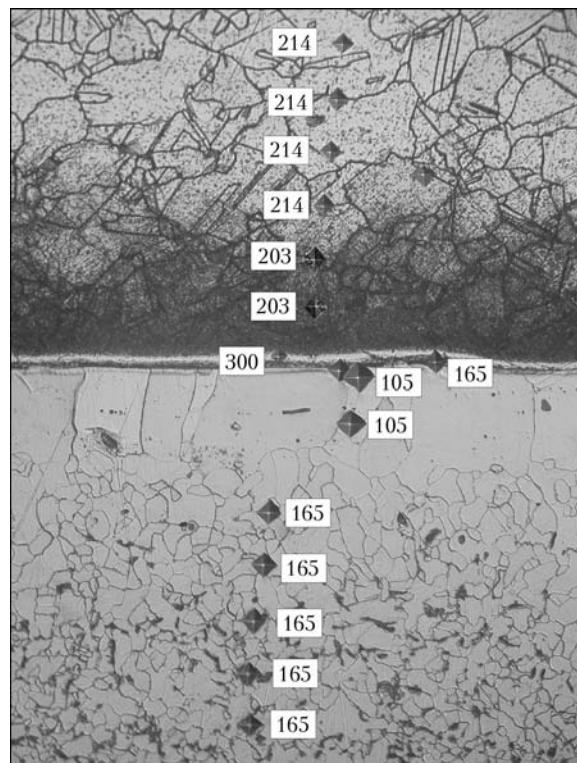


Рис. 2. Микроструктура ($\times 200$) биметалла на участке перехода от котельной перлитной стали (внизу) к аустенитному плакирующему слою (вверху); числа соответствуют значениям микротвердости HV_{0,2}

сварки коррозионностойких хромоникелевых сталей. Указанная проволока обеспечивает требуемую коррозионную стойкость металла шва и, благодаря образованию δ -феррита, его высокую стойкость против образования горячих трещин. Для ручной сварки покрытыми электродами следует

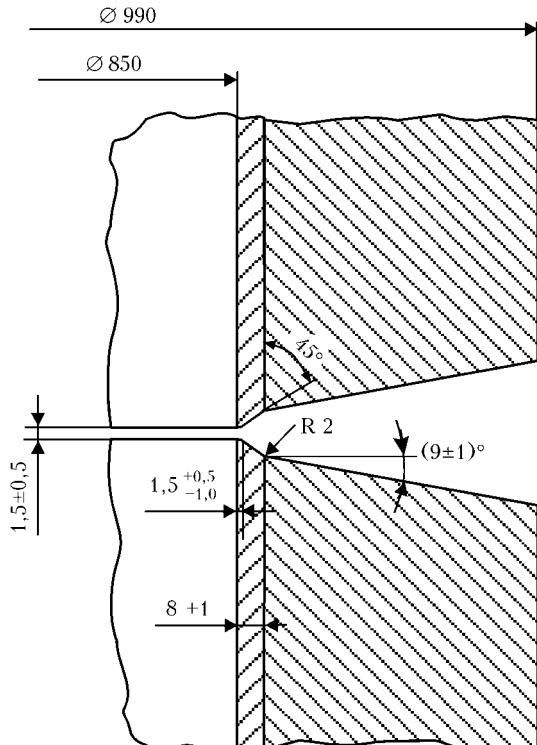


Рис. 3. Разделка кромок для односторонней сварки трубного соединения из плакированной низколегированной стали

применять электроды, обеспечивающие аналогичное легирование наплавленного металла — ЦТ15К, ЭА-898/21Б.

Заполнение разделки в основном слое может выполняться с использованием сварочных материалов, предусмотренных ПНАЭ Г-7-01-89 для сварки стали 10ГН2МФА: ручной дуговой сваркой покрытыми электродами ПТ-30, аргонодуговой сваркой с присадочной проволокой Св-10ГНМА. Для аргонодуговой сварки также была аттестована и допущена к применению проволока Св-08Г1НМА [6]. В условиях ремонта целесообразно использовать автоматизированный сварочный процесс, исключающий длительное присутствие сварщиков у трубного соединения. Поэтому в настоящей работе выбрана автоматическая аргонодуговая сварка неплавящимся электродом с использованием проволоки Св-08Г1НМА. Проверка заполнения разделки указанной проволокой, начиная с аустенитного металла плакировки без выполнения промежуточного шва с особым легированием, показала, что в первых проходах такого шва образуется металл с мартенситной структурой с высокой твердостью (около HV 450). В то же время твердость металла шва типа 08Г1НМА и стали 10ГН2МФА после сварочного термического цикла находится на уровне HV 260–270 и HV 280–303 соответственно.

Поэтому с целью исключения риска охрупчивания наплавляемых на аустенитный подслой типа 18-10 участков низколегированного шва типа 08Г1НМА отрабатывалась технология сварки с переходным слоем. Для переходных слоев использовали сварочные проволоки на никелевой основе (Ni-20 % Cr, Ni-3 % Ti), низкоуглеродистую проволоку с α -решеткой (армко-железо) и аустенитную хромоникельмолибденовую проволоку (Св-10Х16Н25АМ6), традиционно применяемую для сварки разнородных сталей.

Следует отметить, что преимуществом никелевых материалов является, во первых, предотвра-

Значения твердости HV50 в зоне перехода от плакирующего слоя к основному шву с различным легированием промежуточного шва

Участок соединения, материал	После сварки	После отпуска
Плакировка типа 18-10 Промежуточный шов — Ni-20Cr Шов — 08Г1НМА	200 214 175–232	225 200–215 160–180
Плакировка типа 18-10 Промежуточный шов — Ni-3Ti Шов — 08Г1НМА	185–200 152–161 286–293	223–250 150–200 300
Плакировка типа 18-10 Промежуточный шов — армко-железо Шов — 08Г1НМА	200 237–396 254–262	216 230–300 250–260
Плакировка типа 18-10 Промежуточный шов — 10Х16Н25АМ6 Шов — 08Г1НМА	190–200 210 330–450	206 175–206 300–400

щение образования хрупких структур в шве и у стенок ванны, во-вторых, формирование более низких напряжений в зоне соединения в связи с близкими к сталим с α -решеткой значениями коэффициента линейного расширения. У аустенитных хромоникелевых сталей этот коэффициент примерно в 1,5 раза выше, чем у ферритных. Использование проволоки Св-10Х16Н25АМ6 позволяет снизить риск образования мартенсита в швах за счет повышенного содержания никеля, однако не исключает формирование диффузионных углеродистых прослоек между низколегированной сталью и промежуточным швом из-за высокого содержания в ней энергичных карбиообразователей — хрома и молибдена.

В таблице приведены результаты измерения распределения значений твердости на участках плакирующий аустенитный слой/промежуточный слой/несущий шов. Отпуск опытных образцов (650 °C, 2 ч) проводили при температуре, рекомендованной для сварных соединений стали 10ГН2МФА. Результаты показывают, что перемешивание металла несущего шва с промежуточным слоем типа 10Х16Н25АМ6 приводит к образованию твердой и, соответственно, более хрупкой промежуточной структуры. При этом используемая температура отпуска практически не влияет на твердость в зоне перехода ко шву типа 08Г1НМА. В то же время имеет место некоторое повышение твердости в аустенитном металле, что, вероятно, обусловлено развитием дисперсионного твердения при выделении карбидных (в случае хромоникелевой стали типа 18-10) и интерметаллидных фаз (в области сплава Ni-3Ti).

Более однородными, исходя из значений твердости, являются участки соединения с промежуточным слоем из никелевых сплавов, а также со слоем из армко-железа. В слое армко-железо/основной шов твердость несколько выше, однако эти значения находятся на уровне твердости, характерном для швов типа 08Г1НМА.

В то же время сварка технологических проб показала, что на участках перехода от никелевого промежуточного слоя ко шву, выполненному низколегированной проволокой 08Г1НМА, встречаются горячие микротрешины. Трешины образуются в металле, сформированном при перемешивании никелевого слоя с низколегированным наплавляемым металлом и могут частично распространяться в находящийся ниже высоконикелевый слой. Шов на этих участках имеет характерное для литого металла столбчатое строение. Местами зарождения и распространения трещин являются межкристаллитные зоны, для которых характерно скопление проливавших примесных элементов, а также совпадающие с межкристаллитными областями границы аустенитных зерен, содержащих цепочки дискретных фаз (рис. 4).

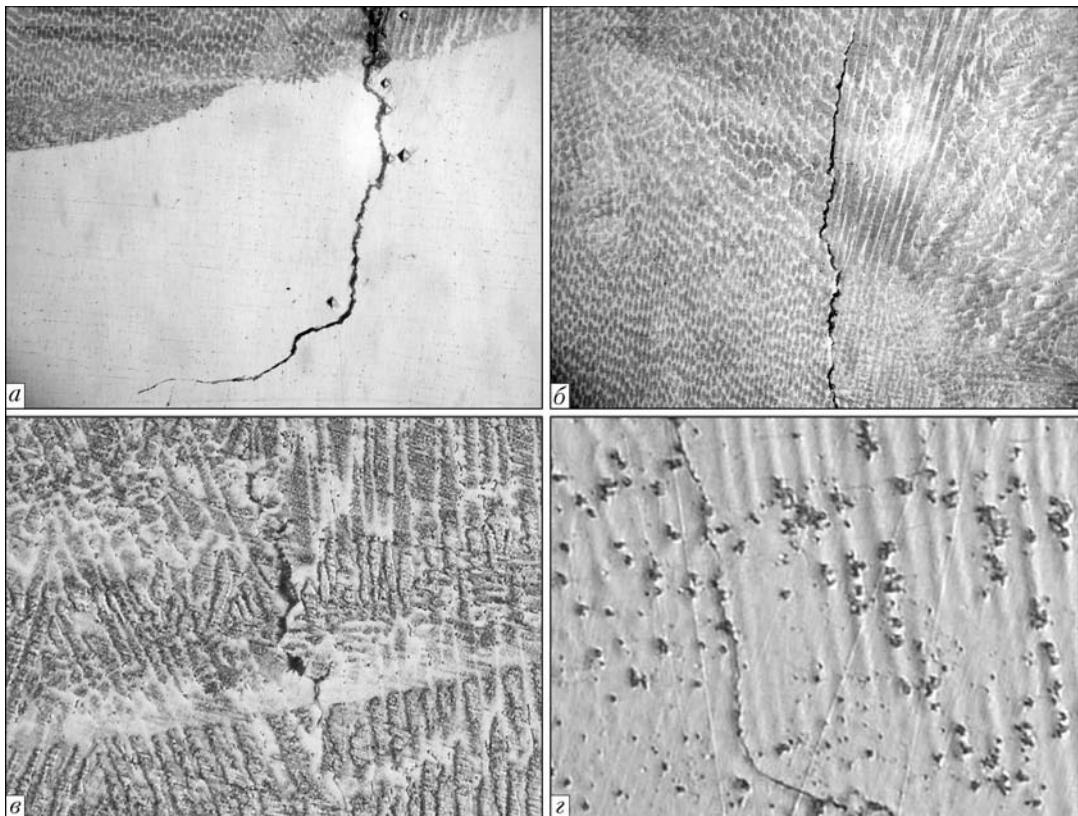


Рис. 4. Микроструктуры ($\times 200$) в участке перехода от никелевого промежуточного слоя ко шву типа 08Г1НМ: *а, б* – трещины в зоне сплавления подслоя Ni–3Ti и несущего шва (*а* – в никелевом металле; *б* – в участке сплавления никелевого слоя и шва несущего слоя); *в* – микротрещина в участке сплавления слоя типа Ni–20 % Cr с несущим швом; *г* – совпадающая с межкристаллитной зоной вторичная граница с выделениями дисперсных фаз в переходном слое типа Ni–20 % Cr как потенциальный путь для образования трещины

На основании проведенных экспериментов для выполнения промежуточного слоя была выбрана сварочная проволока из армко-железа.

Дальнейшее заполнение разделки в основном слое выполняли ручной дуговой сваркой электродами ПТ-30. Используемый предварительный и сопутствующий подогрев составлял 170–200 °С. После сварки выполняли высокий отпуск при температуре 650 °С. Металл швов имел бейнитную структуру с отдельно расположенными микроучастками феррита. Дефекты в соединении отсутствуют (рис. 5). Механические свойства металла основного шва соответствуют уровню свойств, характерных для соединений стали 10ГН2МФА ($\sigma_b \approx 640$ МПа, $\sigma_{0.2} \approx 550$ МПа, $\delta \approx 17,6\%$, $\psi \approx 69\%$,

$KCV \approx 160$ – 200 Дж/ см^2). В случае применения автоматической аргонодуговой сварки с присадочной проволокой Св-08Г1НМА обеспечиваются следующие свойства металла шва [6]: $\sigma_b \approx 690$ МПа, $\sigma_{0.2} \approx 600$ МПа, $\delta \approx 24,2\%$, $\psi \approx 73\%$, $KCV \approx 270$ Дж/ см^2 .

При сварке соединений плакированных труб диаметром до 500 мм из теплоустойчивых сталей также применяется односторонняя сварка. В этом случае заварка всего сечения соединения проводится аустенитными сварочными электродами, используемыми для сварки разнородных сталей (типа ЭА-395/9). Однако такие соединения имеют повышенный уровень остаточных сварочных напряжений, обусловленных усадкой аустенитного

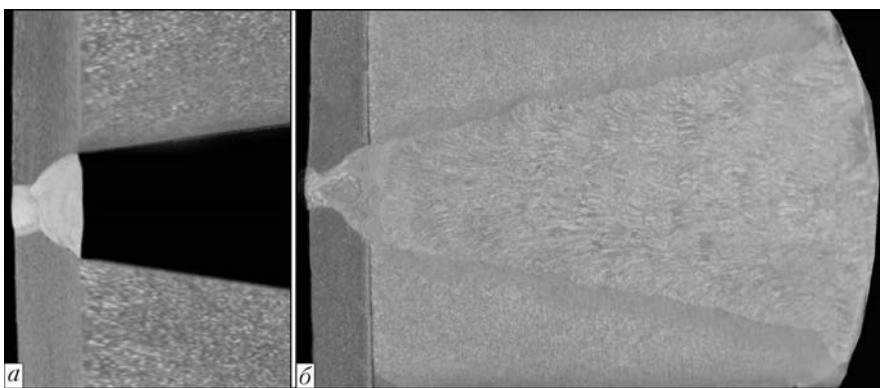


Рис. 5. Макроструктура шва в плакирующем слое (*а*) и выполненного по разработанной технологии сварного соединения плакированной трубной стали (*б*)

шва, а также имеет место формирование хрупких прослоек в зоне сплавления и частичное разупрочнение прилежащих участков основного металла за счет диффузии углерода в шов. Как было отмечено, неоднородное строение и высокие напряжения в металле ЗТВ сказываются отрицательно на работоспособности соединений, сваренных аустенитным материалом. Взамен подобной технологии целесообразно применять рассмотренный выше процесс сварки с переходным слоем между аустенитным корневым швом и перлитным заполняющим швом. Сварку (например, применительно к трубам из стали 10ГН2МФА) следует выполнять в такой последовательности: заварка корневого прохода и разделки в районе плакирующего слоя аустенитным материалом типа 04Х20Н9Г2Б; выполнение переходного шва из низкоуглеродистого ферритного металла (армко-железа); заполнение разделки электродным материалом, предназначенным для сварки основного слоя (Св-08Г1НМА, Св-10ГНМА при аргонодуговой сварке, электродами ПТ-30 при ручной дуговой сварке) с обязательным предварительным и сопутствующим подогревом; выполнение локального высокого отпуска соединения. Такой подход обеспечивает однородную структуру и низкий уровень остаточных (после отпуска) напряжений в зоне сварного соединения основного низколегированного слоя, что должно повысить надежность в эксплуатации соединения в целом.

Таким образом, результатом выполненной работы является подтверждение принципиальной возможности выполнения односторонней сварки стыковых трубных соединений плакированной стали 10ГН2МФА. Особенностью предлагаемой разработки является выполнение переходного шва низкоуглеродистым ферритным металлом для исключения формирования хрупких прослоек. Применение разработанной технологии позволяет значительно снизить трудозатраты и улучшить санитарно-гигиенические условия работы персонала. Предложенный подход также позволяет заменить традиционную технологию сварки плакированных труб аустенитным швом на сварку ферритным швом, что дает возможность повысить прочность сварного соединения.

1. Каховский Н.И. Сварка высоколегированных сталей. — К.: Техніка, 1975. — 376 с.
2. Фартушный В.Г., Евсюков Ю.Г. Переходные швы при сварке двухслойных сталей // Автомат. сварка. — 1977. — № 10. — С. 30–33.
3. Земзин В.Н. Сварные соединения разнородных сталей. — М.,Л.: Машиностроение, 1966. — 232 с.
4. Готальский Ю.Н. Сварка разнородных сталей. — К.: Техніка, 1981. — 184 с.
5. Касаткин О.Г., Царюк А.К., Скульский В.Ю. Способ повышения сопротивляемости локальным повреждениям сварных соединений трубопроводов АЭС // Автомат. сварка. — 2007. — № 3. — С. 32–35.
6. Разработка и аттестация технологии ААрДС в узкую разделку элементов ГЦТ Ду850 на АЭС / А.К. Царюк, В.Ю. Скульский, И.Л. Касперович и др. // Там же. — 2006. — № 5. — С. 24–31.

ПРОЕКТ 4.15

Підвищення функціональних можливостей та розширення обсягів промислової перевірки на об'єктах АЕС портативного ультразвукового комп'ютерного томографа для оцінювання експлуатаційної деградації металу

УДК 621.791:621.643.1 / 2.

РОЗВИТОК ТЕХНОЛОГІЙ УЛЬТРАЗВУКОВОЇ КОМП'ЮТЕРНОЇ ТОМОГРАФІЇ НА РОЗСІЯНОМУ СИГНАЛІ ДЛЯ ОЦІНЮВАННЯ ПАРАМЕТРІВ СТАНУ МЕТАЛУ ТОВСТОСТІННИХ ТРУБОПРОВОДІВ АЕС

В.В. КОШОВИЙ, І.М. РОМАНИШИН, кандидати техн. наук, **О.М. МОКРИЙ**, канд. фіз.-мат. наук, **Р.І. РОМАНИШИН**,
Р.В. ШАРАМАГА, А.В. КІРІЄНКО, П.М. СЕМАК, Т.М. КОЗЛОВСЬКИЙ, інженери
(Фізико-механічний ін-т ім. Г.В. Карпенка НАН України)

Розроблено та експериментально апробовано на об'єктах АЕС України портативний ультразвуковий комп'ютерний томограф UST-05M, призначений для сканування зовнішньої поверхні товстостінних об'єктів контролю зі сталі і сплавів суміщеним або роздільно-суміщеним п'єзоперетворювачем, експериментальної реєстрації розширеної часової реалізації зворотньо розсіяного структурою металу ультразвукового сигналу з багаторазово відбитими донними сигналами у режимі А-скан та побудови на основі цього томографічного зображення просторового розподілу розсіюваної здатності структури металу. Запропоновані методики оцінювання ступеня експлуатаційної деградації металу шляхом обчислення міри невпорядкованості реконструйованих томографічних зображень на основі розрахунку параметра *SNR* (сигнал/шум) за томографічними зображеннями та розрахунку просторового розподілу розміру зерна на основі просторового розподілу розсіюваної здатності металу. Продемонстровано також, що створений томограф може використовуватися і в інших режимах, зокрема як рефлектометр-твіщиномір з можливістю побудови зображень типу С-скан на заданій глибині і відображенням рельєфів внутрішньої поверхні (дна) виробу або прилягання бандажу, як вимірювач поглинання з побудовою С-скану поглинання, як структурометр з побудовою С-скану просторового розподілу розміру зерна на основі еталонного або безеталонного методів, як дефектоскоп з побудовою зображень типу В-скан та іншими стандартними функціями.

Ключові слова: АЕС, товстостінний трубопровід, неруйнівний контроль, ультразвукова комп'ютерна томографія, зворотньо розсіяний сигнал, акустично-механічні залежності, параметри стану металу

Важливою і поки що ще невирішеною задачею атомної і теплової енергетики є оцінювання ступеня експлуатаційної деградації металу в об'ємі товстостінних трубопроводів неруйнівними методами [1]. Найвразливішими місцями трубопроводів є гини і зварні з'єднання [1]. В металознавстві ступінь деградації оцінюють опосередковано на основі вимірювань твердості, границь пластичності, міцності, опору крихкому руйнуванню тощо. Одним з найдостовірніших поки що є руйнівний металографічний контроль окремих вирізок з об'єктів контролю.

Деградація матеріалу є локальним просторово-часовим процесом і для її оцінювання слід застосовувати адекватні методи, які дозволяють проводити оцінку параметрів стану металу в його об'ємі та визначати місця, найбільш ймовірні щодо виникнення дефектів. Існуючі стандартні методи неруйнівного контролю не дозволяють оцінювати об'ємний розподіл параметрів стану металу.

Як відзначають спеціалісти атомної енергетики [2], в зв'язку з тим, що, з одного боку, значна частина устаткування діючих АЕС вже вичерпала свій ресурс, а, з другого, обґрунтування ресурсозадатності здійснювалось більше сорока років тому за технологіями того часу, сьогодні необхідне переосмислення цих питань з урахуванням досвіду експлуатації і нових наукових досягнень.

Портативний ультразвуковий комп'ютерний томограф UST-05M. У Фізико-механічному інституті ім. Г.В. Карпенка НАН України (ФМІ НАНУ) в рамках виконання проекту цільової програми НАН України «Ресурс» при підтримці ВП «Рівненська АЕС» створено і успішно експериментально апробовано на трубопроводах живильної води Рівненської АЕС портативний ультразвуковий (УЗ) комп'ютерний томограф UST-05M (рис. 1), який функціонує на основі реєстрації шумоподібного зворотньо розсіяного структурою металу УЗ сигналу (структурного шуму). Цей томограф дозволяє експериментально отримувати томографічні зображення просторового розподілу (ПР) в об'ємі виробу розсіюваної здатності структури металу при односторонньому доступі ззовні в процесі експлуатації. Оцінка невпорядкованості ре-

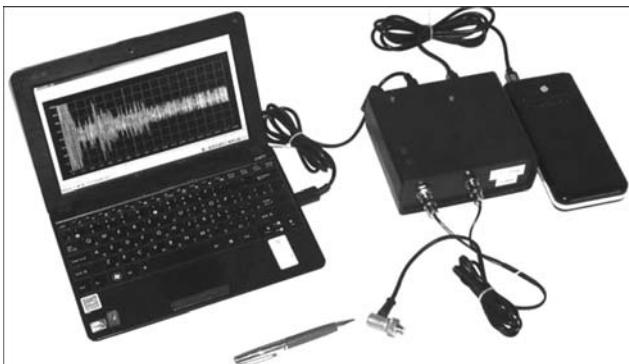


Рис. 1. Портативний ультразвуковий комп’ютерний томограф UST-05M

конструйованих томографічних зображень використовується для інформаційної оцінки ПР ступеня деградації металу у вибраних перерізах об’єкта контролю або, наприклад, по товщині трубопроводу [3].

Технічні характеристики томографа UST-05M наведені нижче.

- Сканування поверхні виробу: ручне, стандартним суміщеним або роздільно-суміщеним п’єзопретворювачем; область сканування і крок вибирається оператором.

- Зондування: імпульсне.
- Тип хвиль: поздовжні.
- Частотний діапазон: 1, 2,5, 5, 10 МГц.
- Реестрований сигнал: зворотньо розсіяний сигнал типу А-скан.
- Реконструйована характеристика: розсіюча здатність структури металу.
- Метод реконструкції: 2D-, 3D-томографічна реконструкція.

- Типи візуалізованих зображень: (приклади зображень наведені для листових виробів із зварним з’єднанням):

- С-скан-панорамне пошукове зображення (в полі контролю) усередненої по товщині розсіючої здатності структури металу;

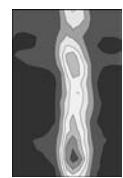
- 2D-томографічні зображення окремих вертикальних перерізів по товщині виробу.



- Роздільча здатність реконструйованих зображень: порядка довжини хвилі ($0,5\div 5$ мм).

- Об’єкти контролю: товстостінні вироби (циліндричні, плосколистові) від 15 мм і до глибини, з якої реєструється зворотньо розсіяний УЗ сигнал.

- Переваги: простота контролю і вимірювань, застосування стандартних п’єзопретворювачів, універсальність до геометрії об’єкта контролю, відсутність додаткових вимог до підготовки об’єкта до контролю, висока продуктивність контролю, швидке (в режимі реального часу) отримання результатів контролю, висока достовірність та можливість документації результату.



Розвиток ультразвукових технологій оцінювання параметрів стану металу в об’ємі виробу. Відомо, що деградація металу супроводжується накопиченням розсіяних мікропошкоджень і призводить до змін його властивостей, зародження мікротріщин, розвитку макротріщин і остаточного руйнування. Спеціалісти стверджують, що деградація металу призводить до збільшення невпорядкованості ПР його фізико-механічних, структурних і деяких технологічних характеристик, наприклад, статистичного розкиду твердості [4]. У металознавстві ступінь деградації оцінюють на основі безпосередніх вимірювань твердості, границь пластичності, міцності, опору крихкому руйнуванню тощо, які в основному придатні для реалізації або на зразках, або на вирізках з технологічних об’єктів під час регламентних робіт.

Автори даної роботи в рамках виконання програми «Ресурс» розвинули ряд неруйнівних методик оцінювання ступеня деградації металу на основі застосування технологій УЗ комп’ютерної томографії (УЗКТ) з реєстрацією розсіяного структурою металу УЗ сигналу і розробленого УЗ комп’ютерного томографа UST-05M, які придатні для застосування в УЗ контролі товстостінних об’єктів атомної і теплової енергетики в експлуатаційних умовах.

Технологія УЗ комп’ютерної томографії на основі реєстрації розсіяного структурою металу УЗ сигналу. Оцінювання ступеня деградації металу запропонованім авторами способом [5] ґрунтуються на припущення, що деградація матеріалу призводить до структурних змін, які спричиняють зміни параметрів зворотньо розсіяного УЗ сигналу, на основі реєстрації якого будеться томографічне зображення ПР розсіюальної здатності структури металу в об’ємі виробу. Міра невпорядкованості цього томографічного зображення у вигляді відношення сигнал/шум (параметр SNR) [3] і використовується для оцінювання ПР ступеня деградації металу в об’ємі виробу. Параметр SNR розраховується для певних наборів точок томографічного зображення (лінія, переріз), вибір яких визначається задачею і методикою діагностування, умовами експлуатації об’єкта, апіорною інформацією.

Технологія УЗКТ в задачах експериментального оцінювання ступеня деградації металу в об’ємі товстостінних об’єктів контролю (опишемо на прикладі товстостінного трубопроводу) полягає у наступному:

- сканування зовнішньої поверхні об’єкта контролю суміщеним або роздільно суміщеним п’єзопретворювачем з багатократною реєстрацією зворотньо розсіяного структурою металу сигналу (рис. 2);

- томографічна реконструкція ПР розсіюальної здатності металу в області контролю;

- оцінювання ступеня деградації металу в області контролю (наприклад, по товщині трубопро-

воду) на основі обчислення параметра SNR за томографічними зображеннями розсіювальної здатності структури металу:

$$SNR = 10 \lg \frac{\sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^M a_{ij}^2}{\sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^M (a_{ij} - \bar{a})^2}, \quad (1)$$

де a_{ij} ($i = 1, 2, \dots, N$; $j = 1, 2, \dots, M$) — елементи зображень, по яких проводиться сумування; $\bar{a} = \frac{1}{MN} \sum_{i=1}^N \sum_{j=1}^M a_{ij}$ — середнє значення; значення

параметра SNR зменшується з ростом ступеня деградації.

На рис. 3 наведені експериментальні томографічні зображення ПР розсіювальної здатності структури металу в окремих осьових перерізах по товщині трубопроводу та ПР параметра SNR , обчислені вздовж ліній, рівновіддалених від осі циліндра на різних глибинах, для трубопроводу живильної води зі зварним з'єднанням на Рівненській АЕС з напрацюванням 250 тис. год (рис. 3, а) та для трубопроводу без напрацювання (рис. 3, б).

Як показали експерименти, для трубопроводу з напрацюванням 250 тис. год. значення параметра SNR лежать в межах 2–6 і змінюються з товщиною, що може свідчити про нерівномірність деградаційних процесів по товщині трубопроводу. Для трубопроводу без напрацювання значення параметра SNR лежать в межах 12–16 (зашумленість томографічного зображення менша) і воно практично не змінюється по товщині трубопроводу.

Методологія визначення деградаційних параметрів неруйнівним методом. Методологія передбачає наступні процедури: реалізація методики УЗ контролю в режимі А-скан — виділення і вимірювання параметрів зворотньо розсіяного сигналу — реконструкція томографічних зображень ПР розсіювальної здатності структури металу — розрахунок ПР коефіцієнта розсіювання на основі томо-

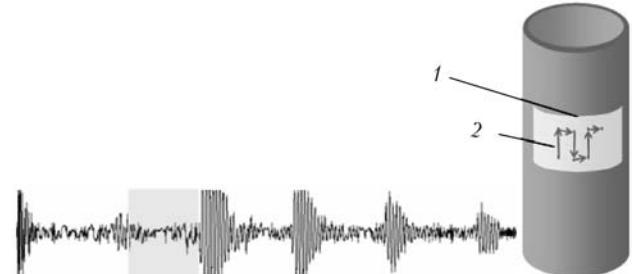


Рис. 2. Схема сканування та приклад часової реалізації УЗ сигналу типу А-скан, зареєстрованого луно-імпульсним методом (на реалізації виділена ділянка зворотньо розсіяного сигналу): 1 — область контролю; 2 — покрокове сканування виробу багаторазовою реєстрацією зворотньо-розсіяного УЗ сигналу

графічних зображень ПР розсіювальної здатності структури металу — розрахунок ПР параметрів стану металу на основі ПР коефіцієнта розсіювання та теоретичного або емпіричного співвідношення між коефіцієнтом розсіювання і відповідним параметром стану металу.

Авторами отримано співвідношення між ПР розсіювальної здатності структури металу $u(x, y, z)$, який будеться на основі співвідношень томографічної реконструкції за сферичними проекціями, виходячи з експериментально зареєстрованого зворотньо розсіяного сигналу, та ПР коефіцієнта розсіювання $\delta_s(x, y, z)$:

$$\delta_s(x, y, z) = \frac{1}{2r} \times \times \ln \frac{2U(x, y)H(x, y)\delta(x, y)}{u(x, y, z)(1 - e^{-2\delta(x, y)H(x, y)})} - \delta(x, y), \quad (2)$$

де $U(x, y)$, $H(x, y)$, $\delta(x, y)$ — зображення типу С-скан розсіювальної здатності, товщини та загасання.

Методика експериментальної реконструкції просторового розподілу розміру зерна. Відомо, що межа плинності, міцності, твердість суттєво залежать від розміру зерна кристалу. Просторовий розподіл розміру зерна є найбільш використовуваним для оцінювання ступеня деградації.

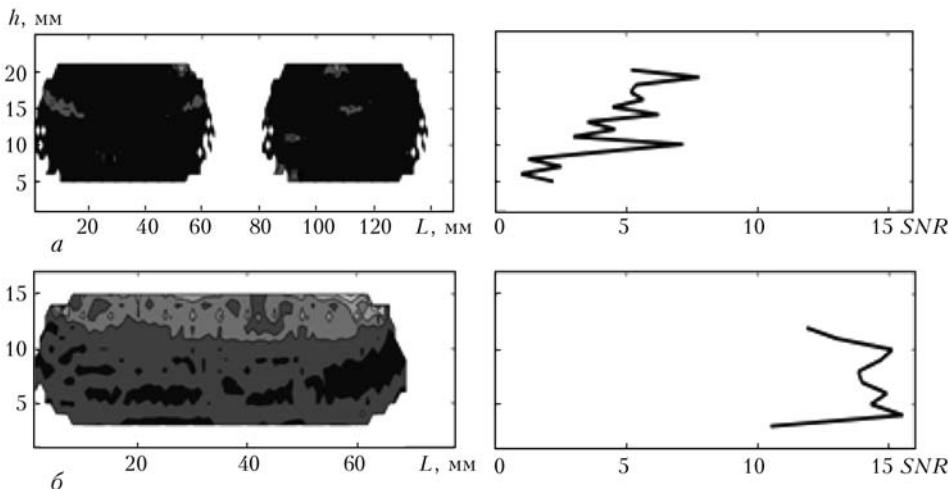


Рис. 3. Томографічні зображення ПР розсіювальної здатності структури металу у осьових перерізах та відповідні розподіли по товщині стінки параметра SNR для трубопроводу живильної води на Рівненській АЕС зі зварним з'єднанням з напрацюванням 250 тис. год. (а) та для аналогічного трубопроводу без напрацювання (б)

Запропонована методика передбачає:

- сканування області контролю зовнішньої поверхні об'єкта з багатократною реєстрацією (в кожній точці) і статистичною обробкою розширеної часової реалізації А-скану з багатократно відбитими донними сигналами;
- побудову на основі цього:
 - зображення типу С-скан товщини (рельєфу донної відбиваючої поверхні) $H(x, y)$;
 - зображення типу С-скан ПР коефіцієнта загасання $\delta(x, y)$;
 - зображення типу С-скан ПР розсіюванальної здатності $U(x, y)$;
- томографічну реконструкцію об'ємного розподілу розсіюванальної здатності структури металу $u(x, y, z)$;
- розрахунок ПР коефіцієнта розсіювання $\delta_s(x, y, z)$ за експериментально отриманим ПР розсіюванальної здатності структури металу $u(x, y, z)$ на основі співвідношення (2);
- розрахунок ПР розміру зерна за експериментально отриманим ПР коефіцієнта розсіювання $\delta_s(x, y, z)$ та співвідношенням між коефіцієнтом розсіювання і розміром зерна.

У випадку, коли в якості такого співвідношення використовується теоретичне релейське наближення коефіцієнта розсіювання, то маємо безеталонний метод визначення ПР розміру зерна. Коли релейське наближення використовувати некоректно (довжина хвилі співмірна або менша за розмір зерна), то слід використовувати емпіричне співвідношення між коефіцієнтом розсіювання і розміром зерна, яке необхідно попередньо отримати на еталонних зразках.

ПР границь плинності, міцності, твердості визначаються на основі ПР розміру зерна та емпіричними або теоретичними залежностями між розміром зерна та відповідним параметром стану металу.

Удосконалена методика оцінювання ступеня зміни параметрів стану металу на основі багатократно зареєстрованих реалізацій зворотньо розсіянного УЗ сигналу. Методика ґрунтуються на отриманні в процесі лабораторних експериментальних досліджень емпіричних залежностей між інформативними параметрами УЗ сигналу і параметрами стану матеріалу, тобто ґрунтуються на результатах експериментальних досліджень акусто-механічних (АМ) залежностей. УЗ методи використовують для оцінювання структурних змін в сталях і сплавах вже достатньо давно (з 1970-х років). Але при цьому як інформативні параметри, як правило, використовували і використовують швидкість поширення або загасання різних типів УЗ хвиль [6].

Останні концепції щодо еволюції стану металу в процесі експлуатації [3] свідчать про доцільність застосування розсіяного структурою металу УЗ сигналу як нового інформативного сигналу для оцінювання стану металу, зокрема для оцінювання

структурних змін і пошкодженості металу. Тому отримання АМ залежностей для розсіяних структурою металу УЗ сигналів в даний час є актуальну задачею, практично не дослідженою і її розв'язання є абсолютно необхідне для металознавчої інтерпретації результатів УЗ томографічного контролю.

В рамках виконання даного проекту програми «Ресурс» у ФМІ НАН України проведено комплекс акусто-механічних досліджень на різних сталевих зразках, під час яких проводилося одночасне УЗ зондування і вимірювання інформативних параметрів зворотньо розсіяного структурою металу УЗ сигналу до, під час і після механічного або термічного навантаження зразків. За результатами цих досліджень вперше отримано ряд емпіричних АМ залежностей між інформативними параметрами розсіяного УЗ сигналу та параметрами структури і пошкодженості металу та оцінено їх чутливість до структурних змін в металі, що дозволило запропонувати новий параметр для оцінювання ступеня зміни параметрів стану металу і розробити необхідні методики матеріалознавчої інтерпретації результатів УЗ контролю стану металу.

Оскільки зворотньо розсіяний УЗ сигнал є шумоподібним, була запропонована удосконалена методика оцінювання стану металу, яка, на відміну від стандартної методики УЗ контролю з використанням режиму А-скан, передбачає багатократну реєстрацію реалізацій зворотньо розсіяного УЗ сигналу та їх статистичну обробку. Ця методика містить наступні технологічні операції.

1. Багатократна (до 200 раз) реєстрація зворотньо розсіяного сигналу (А-скану) суміщеним або роздільно суміщеним п'єзоперетворювачем у вибраній точці контролю.

2. Розрахунок усередненого А-скану і відбракування А-сканів, для яких характерні великі відхилення від усередненого А-скану. Визначення за усередненим А-сканом границь інтервалу інформативної частини зворотньо розсіяного сигналу від кінця імпульсу, відбитого від границі призма-метал, до початку донного відбитого сигналу.

3. Виділення інформативних частин зворотньо розсіяних сигналів із зареєстрованих реалізацій (від кінця імпульсу, відбитого від границі призма-метал, до початку донного відбитого сигналу для усередненого А-скану).

4. Розрахунок середніх значень модулів інформативних частин зворотньо розсіяних сигналів для всіх відібраних реалізацій.

5. Побудова гістограми середніх значень модулів інформативних частин зворотньо розсіяних сигналів за всіма реалізаціями, зареєстрованими у вибраній точці.

6. Побудована експериментальна гістограма апроксимується гауссідальною функцією, оскільки розподіл середніх значень модулів інформативних частин зворотньо розсіяних сигналів, визначених

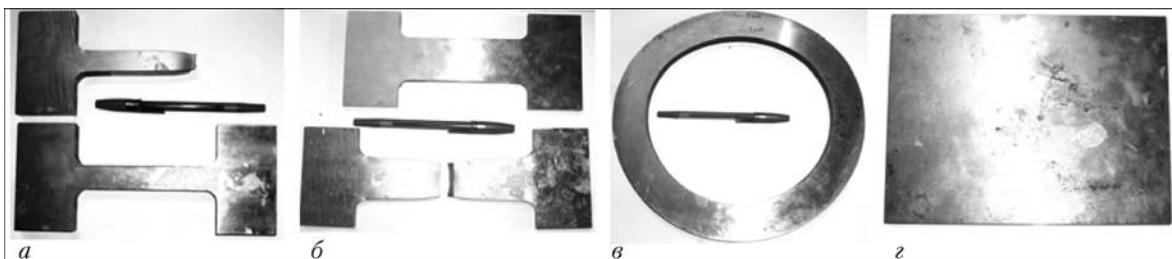


Рис. 4. Експериментальні зразки для акусто-механічних досліджень: до навантаження та після розриву зразок зі сталі Ст3 відповідно № 1 (а) та № 2 (б); в — вирізка гину (12Х1МФ) головного парогону ТЕС поперек стінки труби; г — плита зі зварним з'єднанням (сталі 20)

для всіх реалізацій, близький до гаусоїdalного, і визначається середнє значення всіх середніх значень модулів інформативних частин зареестрованих зворотньо розсіяних сигналів, а також дисперсія за цими середніми значеннями. Таким чином, дляожної точки, у якій проводиться УЗ контроль на основі багатократно зареестрованих зворотньо розсіяних сигналів, визначаються два значення, які характеризують цей гаусоїdalний розподіл.

Для експериментальної апробації удосконаленої методики було виготовлено кілька серій різно-типних сталевих зразків (спеціальної форми (Ст3, сталь 20), вирізка гину головного парогону ТЕС поперек стінки труби (12Х1МФ), плита зі зварним з'єднанням (сталі 20)) (рис. 4), на яких вимірювалися швидкості та коефіцієнти загасання поздовжніх УЗ хвиль та реєструвалися зворотньо розсіяні УЗ сигнали до навантаження зразків, в процесі їх навантаження та після їх розриву, а також в областях розтягу, стиску та ін. на зразку-вирізці гину головного парогону ТЕС і в області зварного з'єднання, зоні термічного впливу та ін. на зразку із зварним з'єднанням. Така методика дозволить в подальшому встановити емпіричні залежності між інформативними параметрами УЗ сигналу та традиційно вимірюваними показниками твердості, міцності, пластичності, а також параметрами структури і пошкодженості металу.

Нижче наведено ряд прикладів отриманих результатів АМ досліджень. На рис. 5, а наведені усереднені А-скани, розраховані на основі 100 зареестрованих реалізацій УЗ сигналів, розсіяних на структурі металу плосколистової плити (сталі 20) безпосередньо у зварному шві (1) та в зоні

термічного впливу (2), а на рис. 5, б і 5, в — відповідні експериментальні гістограми розподілів значень A усереднених модулів та їх апроксимація. Видно, що гаусоїди, які відповідають різним станам металу у цих двох зонах, добре розділяються за значеннями A усереднених модулів (відповідно $A_{звш} = 0,248$ і $A_{звв} = 0,238$) і на основі них можна судити про стан металу.

На рис. 6, а наведено вигляд спеціального зразка (Ст3) до навантаження та після його розриву, а на рис. 6, б — апроксимовані гаусоїди, побудовані за результатами статистичної обробки 100 зареестрованих реалізацій УЗ сигналів, розсіяних на структурі металу у вихідному стані зразка M_0 (до навантаження) і після його розриву (у зоні максимальної рівномірної деформації M_B), діаграма навантаження металу зразка наведена на рис. 6, в). Гаусоїди, які відповідають різним станам металу цього зразка (до розриву і після розриву), добре розділені за значеннями A усереднених модулів (відповідно $A_{M0} = 0,138$ і $A_{MB} = 0,160$) і на основі них можна судити про зміну стану металу. Дослідження АМ залежностей для різних станів металів на різних зразках дозволили запропонувати новий критерій для оцінювання, за результатами УЗ досліджень на основі багатократної реєстрації і статистичної обробки реалізацій розсіяних структурою металу УЗ сигналів, ступеня зміни параметрів стану металу, обумовленого його структурними змінами в процесі деградації, навантажень, термічної обробки тощо. Таким критерієм є відстань $L = f(M)$ між середніми значеннями для гаусоїд, які описують функції розподілу рівня зворотньо розсіяного сигналу в початковому стані та в досліджуваному стані.

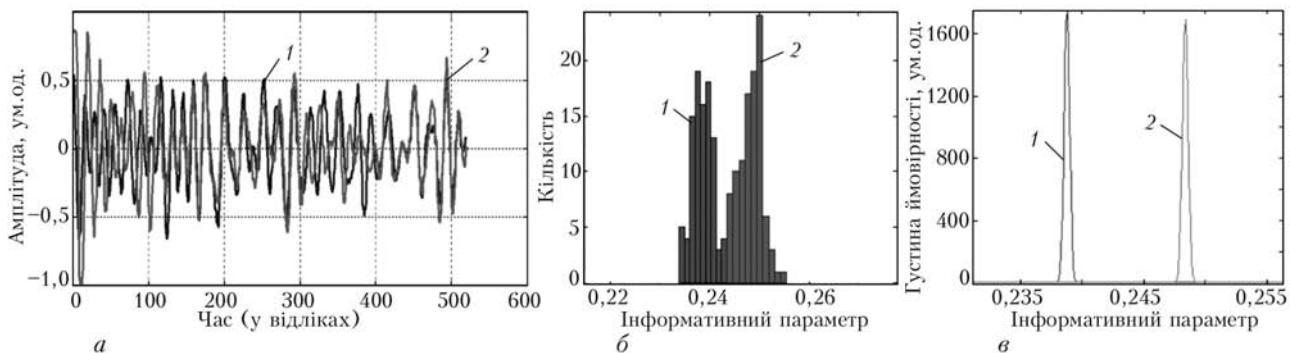


Рис. 5. Результати УЗ досліджень металу плити зі зварним з'єднанням в зоні зварного шва (2) і в зоні термічного впливу (1) з використанням розсіяних на структурі металу УЗ сигналів: а — усереднені реалізації, розраховані на основі 100 зареестрованих А-сканів; б — гістограми розподілів усереднених модулів; в — апроксимація гістограм розподілу усереднених модулів гаусоїдами

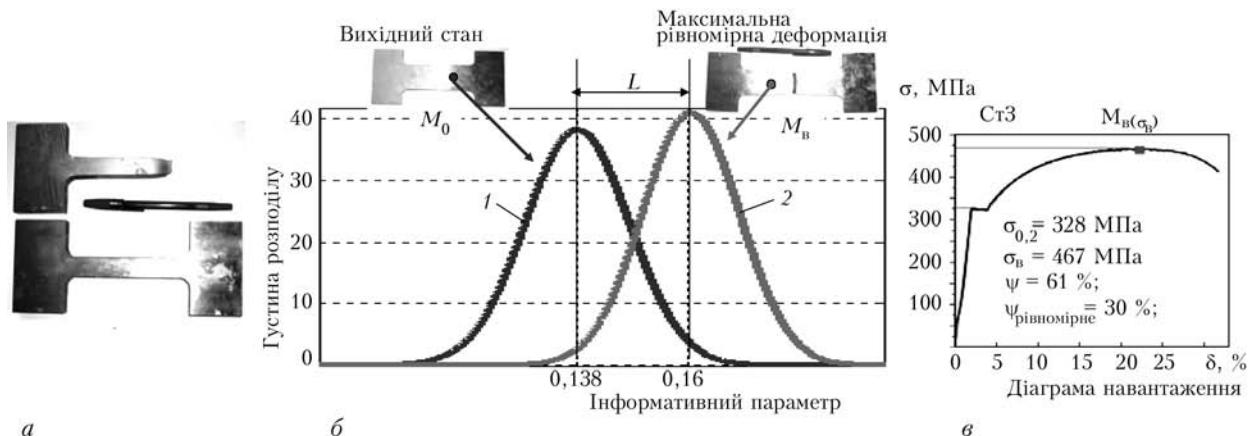


Рис. 6. Результати УЗ досліджень металу спеціального зразка № 1 (Ст3) у вихідному стані M_0 металу (1) і після розриву зразка у зоні максимальної рівномірної деформації M_B (2) з використанням розсіяних на структурі металу УЗ сигналів: а — вигляд зразка № 1 до навантаження та після розриву; б — гаусові розподіли усереднених модулів, побудовані за результатами обробки сигналів у вихідному стані M_0 (до навантаження) і після розриву зразка (у зоні максимальної рівномірної деформації M_B); в — діаграма навантаження металу зразка № 1

Запропонований критерій L закладений у методику матеріалознавчої інтерпретації результатів УЗ томографічного контролю і програмне забезпечення портативного УЗ комп’ютерного томографа UST-05M.

Розширення функціональних можливостей портативного УЗ комп’ютерного томографа UST-05M. Введення реєстрації розширені часових реалізацій типу А-скан, які включають багаторазово відбитий сигнал, і розробка відповідної удосконаленої методики УЗ томографічного контролю вимагала розроблення удосконаленого програмного забезпечення (ПЗ) портативного УЗ комп’ютерного томографа UST-05M (рис. 7).

За результатами довготривалої апробації експериментального зразка УЗ томографа UST-05M на об’єктах ВП «Рівненська АЕС» в процесі виконання даного проекту цільової програми НАН України «Ресурс» і на основі врахування рекоменда-

цій потенційних споживачів цього діагностичного приладу було розроблено удосконалене ПЗ статистичної обробки розширені часових реалізацій типу А-скан, яке дозволило покращити технічні характеристики та розширити функціональні можливості цього УЗ томографа, зокрема:

- враховувати загасання УЗ сигналу з глибиною і покращити томографічну реконструкцію по товщині об’єкта контролю;
- проводити томографічну реконструкцію на основі взаємокореляційної функції зворотньо розсіяного сигналу з донним відбитим сигналом, що підвищило завадостійкість томографа;
- ввести додаткові функції, які може виконувати томограф UST-05M, і використовувати його в режимі:
- товщиноміра, зокрема при діагностиці гинів трубопроводів АЕС на предмет утоншення;
- вимірювача швидкості поширення ультразвуку (при відомій товщині об’єкта контролю);
- вимірювання загасання;
- дефектоскопа з розширеними функціями;
- структурометра на основі еталонного [8] або безеталонного [9] методу визначення розміру зерна;
- формування бази даних УЗ матеріалознавчих досліджень [10] і документування результатів УЗ контролю.

Як приклад розширення функціональних можливостей портативного УЗ комп’ютерного томографа UST-05M після його удосконалення і підвищення інформативності УЗ контролю з викорис-

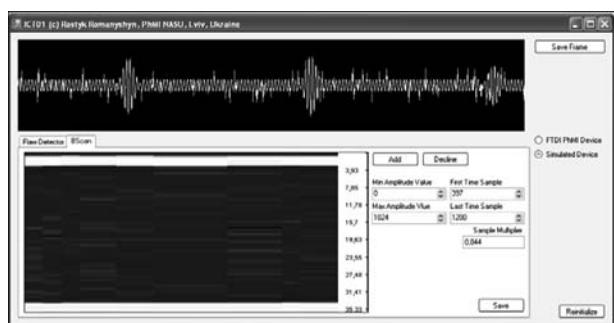


Рис. 7. Приклад робочого вікна удосконаленого програмного забезпечення портативного УЗ комп’ютерного томографа UST-05M

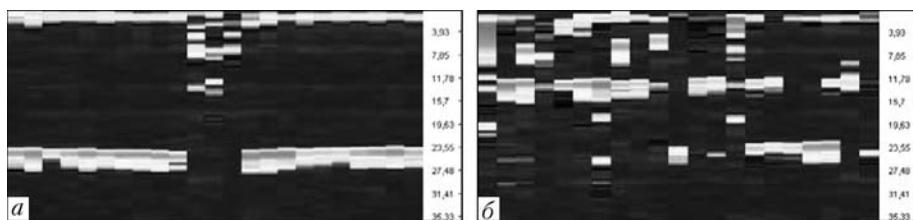


Рис. 8. Томографічні зображення типу В-скан ортогональних перерізів трубопроводу з товщиною стінки близько 230 мм на Рівненській АЕС, отримані при скануванні поперек (а) та вздовж шва (б)

танням цього томографа в режимі дефектоскопа на рис. 8 наведені томографічні зображення типу В-скан ортогональних перерізів одного із трубопроводів (товщина стінки близько 230 мм) на Рівненській АЕС в зоні зварного шва, побудовані на основі сканування тіла трубопроводу луно-імпульсним методом поперек шва (рис. 8, а) і вздовж шва (рис. 8, б).

Видно, що у металі зварного шва є достатньо багато дефектів, деякі з яких повністю затінюють відбитий донний сигнал.

Висновки

Розроблений, апробований на об'єктах Рівненської АЕС і удосконалений у процесі виконання проекту 4.15 цільової програми НАН України «Ресурс» портативний ультразвуковий комп'ютерний томограф UST-05M є першим в Україні діагностичним пристроям, який дозволяє вирішувати не лише задачі дефектоскопії, а, в першу чергу, дозволяє оцінювати неруйнівним методом в експлуатаційних умовах зміни стану металу, обумовлені як процесами експлуатаційної деградації, так і механічними, термічними та іншими видами навантажень. Для реалізації цих задач у томографі використані розроблені вперше авторами інформаційні технології УЗ комп'ютерної томографії на основі реєстрації розсіяного структурою металу УЗ сигналу. Томограф UST-05M, з одного боку, є представником якісно нової діагностичної апаратури для неруйнівного оцінювання стану металу в об'ємі виробу на основі УЗ зондування об'єкта контролю в

експлуатаційних умовах при односторонньому доступі до його зовнішньої поверхні, а з другого боку, дозволяє реалізувати і інші стандартні методи УЗ контролю.

1. Application of ultrasonic wave propagation imaging method to automatic damage visualization of nuclear power plant pipeline / J.-R. Lee, H. Jeong, C.C. Ciang et al. // Nuclear Eng. and Design. — 2010. — **240**. — P. 3513–3520.
2. Гетман А.Ф. Ресурс експлуатації сосудів і трубопроводів АЭС. — М.: Энергатомиздат, 2000. — 427 с.
3. Оцінювання ступеня експлуатаційної деградації металу товстостінних трубопроводів АЕС засобами ультразвукової томографії / В.В. Кошовий, І.М. Романишин, Р.І. Романішин і др. / Під ред. Б.Є. Патона. — Кийв: ІЕЗ ім. Є.О. Патона НАН України, 2009. — С. 278–284.
4. Лебедев А.А. Новые характеристики деградации материала на стадии развития рассеянных повреждений // Техн. диагностика и неразруш. контроль. — 2008. — № 4. — С. 35–44.
5. Пат. № 44165 Україна. Спосіб оцінки деградації матеріалу на основі томографічних зображень / В.В. Кошовий, І.М. Романишин, Р.І. Романішин та ін. — Опубл. 25.09.2009. Бюл. № 19.
6. Муравьев В.В., Зуев Л.Б., Комаров К.Л. Скорость звука и структура сталей и сплавов. — Новосибирск: Наука, 1996. — 184 с.
7. Нечаев Ю.С. Физические комплексные проблемы старения, охрупчивания и разрушения металлических материалов водородной энергетики и магистральных газопроводов // УФН. — 2008. — **178**, № 7. — С. 709–726.
8. Курков А.В. Разработка методов и средств повышения информативности ультразвуковых измерений с помощью дефектоскопов общего назначения. Автореф. дис. ... канд. техн. наук. — С.-Пб.: СПбГЭТУ (ЛЭТИ), 2010. — 18 с.
9. http://www.nbuv.gov.ua/e-journals/Nvdu/2010_1/10s_rtlks.htm.
10. Розробка бази даних ультразвукових матеріалознавчих досліджень / В.В. Кошовий, Р.І. Романишин, І.М. Романішин, Л.Р. Цоп // Матеріали 17 Міжн. наук.-техн. конф. «Електромагнітні та акустичні методи неруйнівного контролю матеріалів та виробів». ЛЕОТЕСТ — 2012. — Лютій 2012 р. Славське. — Львів: ФМІ НАН України, 2012.

ПРОЕКТ 4.16*Аналіз безвідмовності та довговічності детекторів нейтронного потоку АЕС*

УДК 539.1.074

АНАЛІЗ БЕЗВІДМОВНОСТІ ТА ДОВГОВІЧНОСТІ ДЕТЕКТОРІВ НЕЙТРОННОГО ПОТОКУ АЕС

Д.В. ФЕДОРЧЕНКО¹, канд. фіз.-мат. наук, **М.А. ХАЖМУРАДОВ¹, М.О. ЯСТРЕБЕНЕЦЬКИЙ²,** доктори техн. наук

(¹ІННЦ «Харківський фізико-технічний інститут» НАН України,

²ДП «Державний науково-технічний центр з ядерної та радіаційної безпеки»)

Визначено показники надійності детекторів «Photonis» і системи апаратури контролю нейтронного потоку та системи в цілому. Розроблено математичну модель, одержано спектр нейтронного потоку в місці розташування детектора. Розроблено математичну модель робочого шару детектора, проведено моделювання процесів, що відбуваються при його опроміненні потужним нейтронним потоком під час експлуатації.

Ключові слова: АЕС, детектори нейтронного потоку, апаратура контролю нейтронного потоку, ядерна безпека, математичне моделювання, програмний код, метод Монте-Карло

Подовження ресурсу енергоблоків АЕС України безпосередньо пов'язано із забезпеченням безвідмовної експлуатації інформаційно-керуючих систем (ІКС), які безпосередньо беруть участь в реалізації більшості технологічних процесів АЕС. За статистикою до 20 % порушень в роботі АЕС України відбуваються через відмову цих систем.

До складу ІКС, зокрема, входить апаратура контролю нейтронного потоку (АКНП), яка є складовою системи керування та захисту реакторів ВВЕР-1000, ВВЕР-440, що використовують на АЕС України. Найбільш сучасною є система АКНП-ІФ, розроблена Сєверодонецьким НВО «Імпульс». Для контролю нейтронного потоку в АКНП-ІФ використовують іонізаційні камери CFUL08/F16 фірми «Photonis» (Франція) [1].

В даній роботі проведено дослідження інтенсивності нейтронного випромінювання в місці розташування детекторів нейтронного потоку, визначено показники надійності детекторів «Photonis» і системи АКНП-ІФ в цілому, проведено моделювання експлуатаційного режиму детектора системи АКНП за умов потужних нейтронних потоків, характерних для робочого режиму реактора. Одержані дані використано для створення моделі робочого шару детектора, аналізу процесів активації й трансмутації, що відбуваються при його опроміненні нейтронним потоком.

Показники надійності детекторів «Photonis» і системи АКНП-ІФ у цілому. В роботі проведено оцінку показників надійності детекторів CFUL08/F16S, що використовують в апаратурі АКНП-ІФ, а також системи в цілому.

Аналіз статистичних даних проводили на енергоблоках № 1, 2 Южно-Української АЕС, а також енергоблоках № 2, 6 Запорізької АЕС, на яких встановлено АКНП-ІФ з детекторами CFUL08/F16S. За період спостережень (від 1 до 4 років) відмов детекторів «Photonis» не зафіксовано. Відповідний сумарний час наробітку детекторів τ становить 432 тис. год. При цьому за відсутності відмов точкове оцінювання наробітку на відмову визначити неможливо. За наявними даними можна визначити лише нижню T_n довірчу межу наробітку на відмову детекторів

$$T_n = \frac{\tau}{r_0}, \quad (1)$$

де r_0 — коефіцієнт, який визначається залежно від довірчої імовірності [2]. Приймаючи довірчу імовірність на рівні $P = 0,95$ для інтервалу наробітку на відмову, одержуємо $r_0 = 3$. Згідно з (1) нижня довірча межа наробітку на відмову детекторів «Photonis» становить $T_n = 144$ тис. год. Це значення відповідає верхній довірчій межі параметра потоку відмов, що обчислюється за формулою

$$\lambda_b = \frac{1}{T_n} = 6,9 \cdot 10^{-6} \text{ год}^{-1}. \quad (2)$$

Одержаній параметр має важливе значення при оцінюванні експлуатаційного ресурсу системи АКНП, оскільки в доступній технічній документації (як ДНТЦ ЯРБ, так і розробника АКНП-ІФ – СНПО «Імпульс») на детектори «Photonis» не зачленені кількісні значення показників надійності цих детекторів.

В рамках дослідження за аналогічною методикою було одержано показники експлуатаційної надійності всієї системи вимірювання інтенсивності нейтронного потоку, яке включає як детектори «Photonis», так і апаратуру контролю нейтронного потоку АКНП-ІФ (таблиця). Наведені показники

Показники експлуатаційної надійності функцій АКНП-ІФ з детекторами «Photonis»

Функція	Виріб	Кількість виробів, шт.	Наробіток, год	Кількість відмов	Наробіток на відмову АКНП-ІФ, год		Оцінка параметра потоку відмов АКНП-ІФ, год ⁻¹	Оцінка параметра потоку відмов АКНП-ІФ разом з детекторами «Photonis», год ⁻¹
					значення згідно з ТУ	оцінка		
Формування сигналів аварійного захисту по відносній нейтронній потужності та швидкості її змінення	Комплект АПЗ-СКП	15	155000	0	$1 \cdot 10^6$	—	—	—
	Канал	45	466000	2	$1 \cdot 10^4$	$23,3 \cdot 10^4$	$4,3 \cdot 10^{-6}$	$11,2 \cdot 10^{-6}$
Формування сигналів попереджувального захисту	Комплект АПЗ-СКП	15	155000	0	$1 \cdot 10^6$	—	—	—
	Канал	45	466000	2	$1 \cdot 10^4$	$23,3 \cdot 10^4$	$4,3 \cdot 10^{-6}$	$11,2 \cdot 10^{-6}$
Формування сигналів для регулювання та керування	Комплект АПЗ-СКП	15	15500	0	$2 \cdot 10^5$	—	—	—
	Канал	45	466000	1	$8,7 \cdot 10^3$	$46,6 \cdot 10^3$	$2,2 \cdot 10^{-6}$	$9,1 \cdot 10^{-6}$
Формування сигналів про справність технічних засобів, діапазонні змінення та ін.	Комплект АПЗ-СКП	15	155000	0	$5 \cdot 10^4$	—	—	—
	Канал	45	466000	2	$1 \cdot 10^4$	$23,3 \cdot 10^4$	$4,3 \cdot 10^{-6}$	$11,2 \cdot 10^{-6}$
Реєстрація, сигналізація	Комплект АПЗ-СКП	15	155000	0	$2 \cdot 10^4$	—	—	—
	Канал	45	466000	1	—	$46,6 \cdot 10^3$	$2,2 \cdot 10^{-6}$	$9,1 \cdot 10^{-6}$
Формування сигналів для передачі в інші системи АСУ ТП АЕС	Комплект АПЗ-СКП	15	15000	0	$5 \cdot 10^4$	—	—	—
	Канал	45	466000	0	$8,7 \cdot 10^3$	—	—	—

надійності АКНП-ІФ визначено для кожної з функцій, які виконуються апаратурою АКНП-ІФ разом з детекторами. При цьому розглядали як окремі канали при виконанні кожної з функцій, так і комплекти АПЗ-СКП, що слугують для аварійного й попереджувального захистів (АПЗ), а також для систем контролю перевантаження палива (СКП). Загальний наробіток на відмову каналів при виконанні функцій формування сигналів аварійного захисту, попереджувального захисту й технологічної сигналізації становить 233 тис. год.

Отримані дані перевищують наведені в технічних умовах на апаратуру АКНП-ІФ [3], де значення наробітку на відмову каналу становить 10 тис. год.

Моделювання енергетичних характеристик радіаційних полів у місці розташування детекторів АКНП. Для визначення впливу нейтронного потоку на робочі характеристики детекторів необхідні дані про його енергетичний спектр. При цьому слід враховувати, що згідно з конструкцією реактора ВВЕР детектори системи АКНП-ІФ розташовані в спеціальних каналах сухого захисту. Відповідно спектр й інтенсивність нейтронного потоку в каналах системи АКНП будуть відрізнятися від відповідних внутрішньореакторних характеристик, що обумовлено розсіянням нейtronів на елементах конструкції корпусу, вигородки і шахти реактора. При цьому, якщо середній нейтронний

потік в зоні вигородки реактора становить приблизно $3 \cdot 10^{14}$ нейтр./ $(\text{см}^2/\text{с})$, то згідно з експлуатаційною документацією [1] максимальний допустимий нейтронний потік для детектора CFUL08 становить $10^9 \text{--} 10^{10}$ нейтр./ $(\text{см}^2/\text{с})$. Слід зазначити, що в літературі відсутні експериментальні дані про спектр нейtronів у каналах системи АКНП.

При створенні моделі для розрахунку радіаційних полів враховано такі конструкційні елементи (рис. 1): вигородка реактора, корпус реактора, сухий захист (ділянка до каналу детекторів АКНП). Зазначені елементи фактично являють собою багатшаровий захист, який зменшує інтенсивність нейтронного потоку та пом'якшує його спектр.

Для одержання спектра нейtronів у місці розташування детекторів системи АКНП використано сертифікований програмний код MCNPX 2.4 [4], який базується на методі Монте-Карло. Для моделювання використовували відомий спектр нейtronів реактора ВВЕР-1000 в зоні вигородки в 69 груповому поданні у форматі WIMS (Winfrith Improved Multigroup Reactor code) при значенні вигоряння 1 МВт/кг та середньому нейтронному потоку $2,6693 \cdot 10^{14}$ нейтр./ $(\text{см}^2/\text{с})$ [5]. В результаті моделювання транспорту нейtronів через елементи конструкції реактора і захисту одержано енергетичний спектр нейtronів у каналі детекторів системи АКНП (рис. 2).

Моделювання процесів, що відбуваються при опроміненні детектора АКНП. В АКНП-ІФ вико-

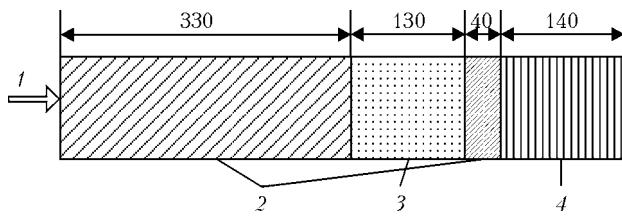


Рис. 1. Схема моделі для розрахунку спектра нейтронів: 1 – потік нейтронів; 2 – сталь; 3 – вода; 4 – серпентинітовий бетон

ристано детектори CFUL08 виробництва фірми «Photonis» (Франція), в яких застосовується робочий шар з ізотопу урану ^{235}U . При опроміненні такого робочого шару нейтронним потоком в ньому відбувається щеплення ядер урану з утворенням ядер-уламків і нейтронів поділу. Легкі ядра-уламки, переважно α -частинки, вилітають з робочого шару до внутрішнього об'єму детектора, заповненого газовою сумішшю. Іонізація газу створює струм через детектор, який реєструється системою АКНП.

Для математичного моделювання важливими є геометрія детектора (рис. 3) і елементний склад деталей конструкції. Відповідно до документації на детектор [1] його корпус складається з алюмінію, робочий шар – збагачений уран ($^{235}\text{U} > 90\%$) з поверхневою густиною $1,32 \text{ mg/cm}^2$, а внутрішній об'єм заповнений газовою сумішшю $\text{Ar} + \text{N}_2$ (4 %) під тиском 250 кПа.

Моделювання процесів, що відбуваються при опроміненні детектора потоками нейтронів, здійснювалося за допомогою пакета моделювання процесів проходження частинок крізь речовину GEANT4 (версія 4.9.4.02) [6,7]. Цей пакет дозволяє провести моделювання таких процесів, суттєвих для моделі, як: транспорт нейтронів у матеріалі детектора; розсіяння й захват нейтронів у робочому шарі детектора; щеплення ядер урану з урахуванням кінематики процесу; транспорт іонів, зокрема α -частинок; транспорт електронів, що утворюються внаслідок β -розділу уламків щеплення; іонізацію газового наповнювача детектора; радіоактивний розпад уламків щеплення.

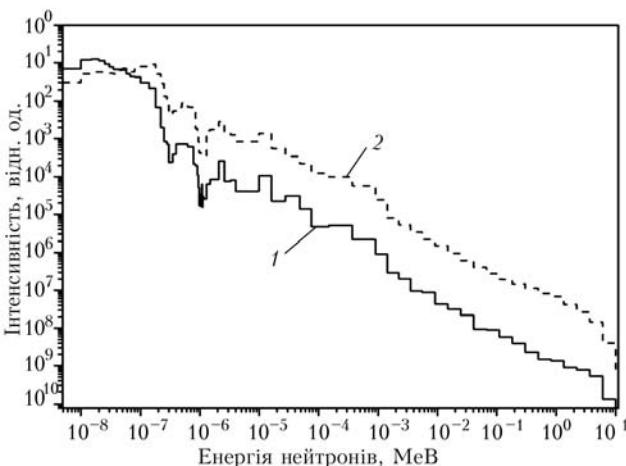


Рис. 2. Розрахунковий спектр нейтронів у місці розташування детекторів системи АКНП (1) та в активній зоні (2)

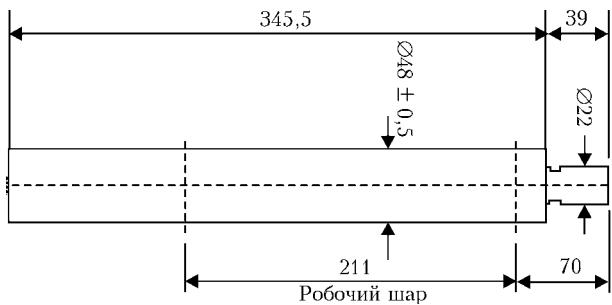


Рис. 3. Геометрія детектора CFUL08

Для моделювання цих процесів у системі GEANT4 використано пакет модульної фізики (Modular physics). Зокрема, для проведення розрахунків обрано модуль QGSP_BIC_HP, який використовує кварк-глюонну струнну модель для взаємодії нейтронів, протонів і ядер високих енергій та модель бінарного каскаду при низьких енергіях. Для транспорту нейтронів низьких енергій використовують пакет NeutronHP із зовнішньої бібліотеки перерізів. Цей модуль також містить відповідні моделі для електромагнітних процесів, у тому числі й процесу іонізації. Крім того, для моделювання процесів розпаду уламків щеплення додатково використано модуль RadioactiveDecay.

Для проведення моделювання створено 3D-модель детектора з урахуванням його основних конструкційних особливостей. Реальний режим роботи детектора моделювався опроміненням потоком нейтронів з використанням VRML (Virtual Reality Markup Language) (рис. 4). Зокрема, відображені треки вторинних частинок (α -частинок та електронів), що утворюються внаслідок щеплення урану робочого шару і розпаду ядер-уламків.

В результаті моделювання одержано спектр енерговиділення в газовому наповнювачі детектора за рахунок процесів іонізації α -частинками і електронами (рис. 5). Цей спектр характеризує відгук детектора на опромінення нейтронами та відповідно ефективність його роботи. З результатів моделювання також випливає, що головний внесок в іонізацію газового наповнювача дає канал (n, α).

Моделювання характеристик опроміненого робочого шару детектора. Іонізаційні камери CFUL08 є газонаповненими, при цьому активною речовиною для іонізації газу слугує ізотоп ^{235}U . При опроміненні робочого шару детектора потужним нейтронним потоком, крім реакції поділу вихідного ізотопу, відбувається ланцюжок реакцій активації й трансмутації. Через це змінюються характеристики робочого шару детектора – відбувається вигоряння, напрацювання сторонніх ізотопів, змінюються механічні властивості внаслідок утворення водню і гелію, а також за рахунок радиаційних пошкоджень.

Процеси трансмутації описуються системою диференціальних рівнянь Бейтмана [8], що визначають залежність концентрації N_i ізотопу i від часу при опроміненні нейтронним потоком:

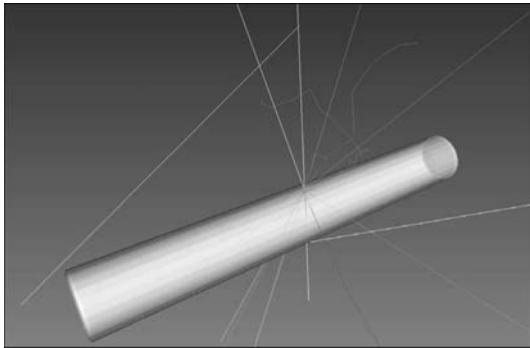


Рис. 4. Моделювання опромінення детектора потоком нейtronів

$$\frac{dN_i}{dt} = -\sum_{j \neq i} [\lambda_{ij}^d + \int \phi(E, t) \sigma_{ij}^{tr}(E) dE] N_i + \sum_{j \neq i} [\lambda_{ij}^d + \int \phi(E, t) \sigma_{ij}^{tr}(E) dE] N_j, \quad (3)$$

де λ_{ij}^d — постійна розпаду нукліда i в нуклід j ; ϕ — спектральна густина потоку нейtronів; σ_{ij}^{tr} — переріз трансмутації нукліда i в нуклід j .

Рівняння (3) описує ланцюжки трансмутації елементів при опроміненні речовини потоком частинок, зокрема, нейtronів. Фактично дана система являє собою рівняння балансу, що враховує два механізми утворення відповідного нукліда — розпад і трансмутацію. Для складних схем розпадів і великої кількості компонентів, що беруть участь в трансмутації, розв'язок системи рівнянь (3) може містити розгалужені й циклічні ланцюжки, що значно ускладнює як аналітичне, так і чисельне його отримання.

Для чисельного розв'язання системи (3) переважно використовують матричні методи, у даній роботі пакет ACAB-2008 [9], в якому реалізовано розв'язок системи рівнянь Бейтмана для різних режимів опромінення. При цьому може розглянутися велика кількість елементів, що діляться (до

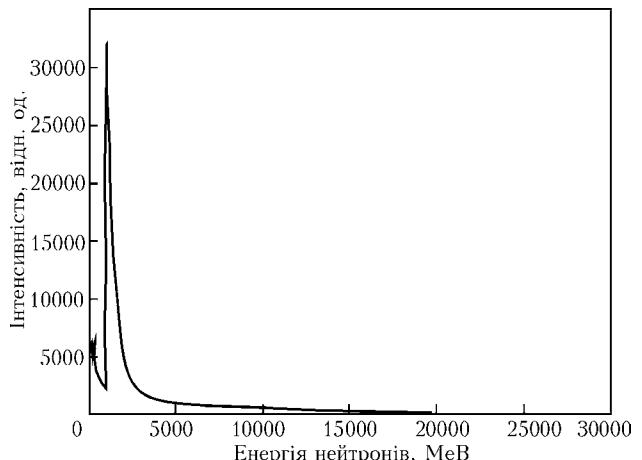


Рис. 5. Спектр енерговиділення в газовому наповнювачі детектора CFUL08

2300), а також аналізуються всі можливі канали трансмутації під дією нейtronів: $(n, 4n)$, $(n, 3n)$, $(n, 2n)$, (n, γ) , (n, nt) , $(n, 2np)$, (n, t) , (n, nd) , (n, d) , (n, np) , (n, p) , $(n, 2na)$, (n, na) , (n, α) , (n, n^3He) , $(n, ^3He)$, $(n, 2p)$, $(n, n2a)$, $(n, 2a)$.

Слід зазначити, що розв'язок системи рівнянь трансмутації істотно залежить від точності завдання коефіцієнтів — постійних розпаду і перерізів трансмутації, тому для розрахунків використовувалися сучасні бібліотеки ядерних даних:

- EAF_N_GXS_175_FLT-2007 — бібліотека перерізів активації для нейtronів;
- EAF_DEC-2007 — бібліотека постійних розпаду;
- EAF_N_FIS_2007 — бібліотека виходів реакцій поділу.

Для отримання ефективних перерізів виходу продуктів щеплення була використана спектральна густина потоку нейtronів у місці розташування детекторів, що отримана методом математичного моделювання (див. рис. 4). Для цього густина

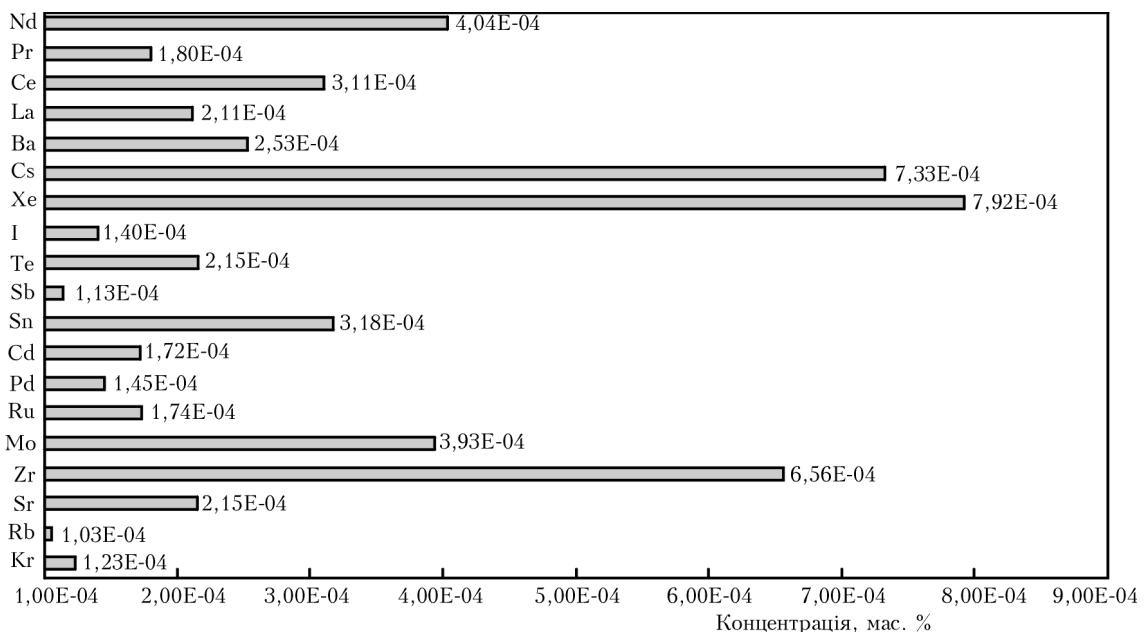


Рис. 6. Концентрації ізотопів після п'яти років опромінення

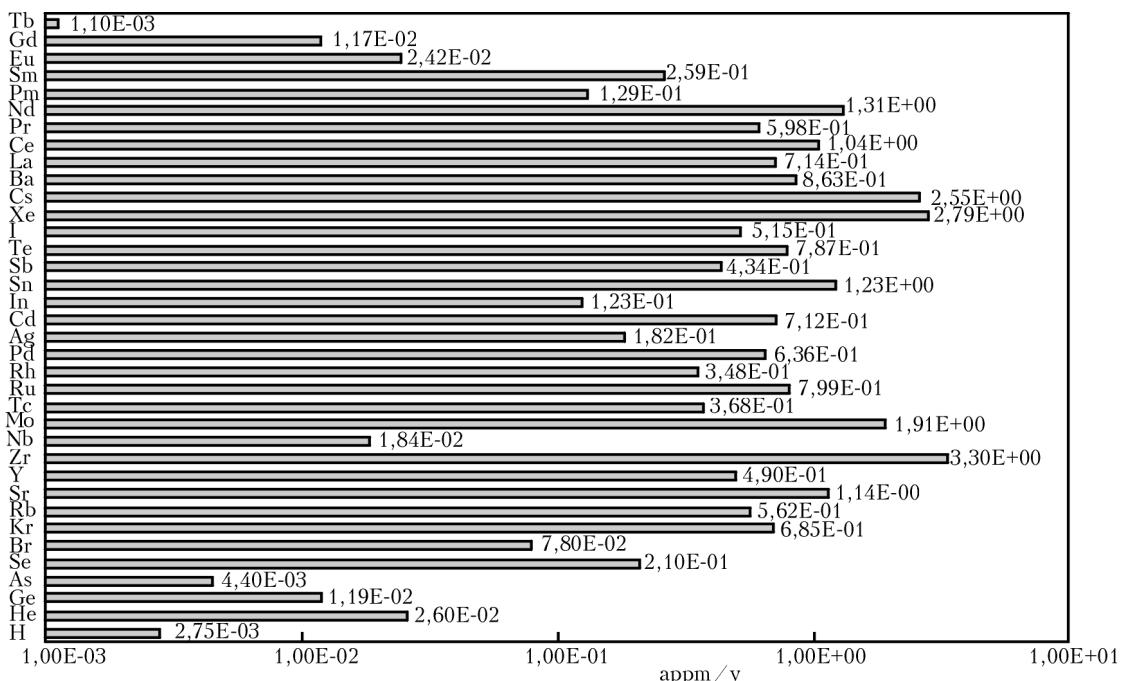


Рис. 7. Швидкість трансмутації в робочому шарі

потоку згорталася з бібліотекою перерізів активації і перерізів виходу:

$$\langle \gamma_{ji} \sigma_i^f \rangle = \frac{\int_0^\infty \gamma_{ji}(E) \sigma_i^f(E) \varphi(E) dE}{\int_0^\infty \varphi(E) dE}, \quad (4)$$

де γ_{ji} — ймовірність утворення нукліда i при поділі нукліда j нейtronом з енергією E ; σ_i^f — переріз поділу нукліда i .

При розрахунках задавалася початкова маса речовини, спектр і час опромінення. В результаті розв'язання рівнянь трансмутації були отримані концентрації ізотопів у робочому шарі детектора після п'яти років опромінення (див. рис. 6) та швидкості трансмутації (рис. 7). Зокрема, одержано швидкість вигоряння урану робочого шару, яка становить близько 14,762 арпм/у. З цього випливає, що власне вигоряння робочого шару не приходить до помітної зміни характеристик детектора в процесі експлуатації. Разом з тим в процесі трансмутації відбувається утворення ізотопів з альфа або нейtronної активністю. Випромінювання цих ізотопів може призводити до спотворення показань детектора.

Крім того, при опроміненні потоком нейtronів в матеріалі робочого шару відбувається утворення ізотопів водню і гелію, що призводить до зміни його механічних властивостей і збільшує ймовірність його пошкодження, особливо при переміщенні детектора у вимірювальному каналі.

Висновки

1. Визначено інтенсивність нейtronного випромінювання в місці розташування детекторів нейtronного потоку, кількісні показники надійності детек-

торів «Photonis» та системи АКНП-ІФ в цілому. Отримані результати свідчать про значне підвищення надійності детекторів, які використовуються в нових типах АКНП.

2. Для визначення спектра нейtronів у місці розташування детекторів з урахуванням конструкційних особливостей створено математичну модель та шляхом математичного моделювання одержано спектри нейtronів. Проведено математичне моделювання процесів, що відбуваються при опроміненні детектора потоком нейtronів.

3. Розроблено методику оцінювання швидкості вигоряння робочого шару детектора і напрацювання ізотопів у ньому. Показано, що за 5-річний термін експлуатації не відбувається істотної зміни характеристик робочого шару. Розроблена методика дозволяє оцінювати граничний термін експлуатації детекторів системи АКНП АЕС та розробляти відповідні рекомендації.

1. «Photonis S.A.S». Neutron and gamma detectors. — Product's catalogue, 2002.
2. Шор Я.Б., Кузьмин Ф.И. Таблицы для анализа и контроля надежности. — М.: Сов. радио, 1968. — 180 с.
3. ТУ У 30.0-31393258-017:2006 А. Аппаратура контроля нейтронного потока АКНП-ІФ. — Введ. 2006.
4. Breismeister J.F. A General Monte Carlo N-particle transport code. — Los Alamos National Laboratory: Los Alamos, 2000.
5. Золотарев К.И., Пашенко А.Б. АСТ-1000. Библиотека групповых сечений активации для реактора типа ВВЭР-1000 // Вопр. атомной науки и техники. Сер. Ядерные константы. — 2000. — Вып. 2. — С. 3.
6. Geant4-a simulation toolkit / S. Agostinelli, J. Allison, K. Amako, J. Apostolakis, et al. // Nuclear Instruments and Methods in Physics Res. A. — 2003. — **506**, Issue 3. — P. 250–303.
7. Geant4 developments and applications / J. Allison, K. Amako, J. Apostolakis et al. // IEEE Trans. on Nuclear Sci. — 2006. — **53**, Issue 1. — P. 270–278.
8. Bateman H. Solution of a system of differential equations occurring in the theory of radioactive transformations // Proc. Cambridge Philos. Soc. — 1910. — № 15. — P. 423–427.
9. Sanz J., Cabellos O., Garcia-Herranz N. ACAB. Inventory code for nuclear applications: User's Manual, 2008. — 172 p.

Розділ 5

Підвищення надійності та продовження ресурсу енергетичного обладнання і систем

Керівник розділу — академік НАН України А.А. Долінський

ПРОЕКТ 5.1

Розробка технології та обладнання для подовження ресурсу промислових парових котлів потужністю до 20 МВт з покращенням теплотехнічних і екологічних показників

УДК 621.18

РОЗРОБКА ТЕХНОЛОГІЇ І ОБЛАДНАННЯ ДЛЯ ПОДОВЖЕННЯ РЕСУРСУ ПРОМИСЛОВИХ ПАРОВИХ КОТЛІВ ПОТУЖНІСТЮ ДО 20 МВт З ПОКРАЩЕННЯМ ТЕПЛОТЕХНІЧНИХ І ЕКОЛОГІЧНИХ ПОКАЗНИКІВ

І.Я. СІГАЛ, д-р техн. наук, **А.В. СМІХУЛА**, **Е.П. ДОМБРОВСЬКА**, кандидати техн. наук, **В.О. КОЛЧЕВ**, наук. співроб.
(Ін-т газу НАН України)

Запропоновано концепцію подовження ресурсу існуючих парових котлів до 20 МВт на 10–14 років завдяки переобладнанню їх пальникових пристройів у нові двоколекторні пальники стадійного спалювання (з двома окремо регульованими колекторами) природного газу, що подовжить ресурс топкових екранів за рахунок зменшення місцевих температур в топці котла та дозволить експлуатувати котли в широкому діапазоні навантажень від 10 до 120 % з високими техніко-економічними і екологічними показниками. Ці газові пальники можуть бути встановлені при ремонтах або модернізації існуючих котлів типу ДЕ, ДКВР та інших. Заміна пальників не вимагає переобладнання котла — пальники встановлюються в ту ж амбразуру, яка є в котлі.

Ключові слова: паровий котел, топка, пальник, горіння, факел, оксиди азоту

На сьогодні в Україні у харчовій, хімічній, машинобудівній, спиртовій, цукровій та інших галузях народного господарства та тепlopостачанні міст експлуатуються понад 3 тисячі парових котлів потужністю до 20 МВт. Більшість з них виробили свій ресурс і потребують заміни чи реконструкції [1].

При проведенні реконструкції котлів з одночасним подовженням їхнього ресурсу особливу увагу треба звернути на ліквідацію як моральної застарілості котлоагрегатів (заміни автоматики більш сучасною, установки частотних регуляторів на двигуни тощо), так і неякісної роботи котлоагрегатів на змінних режимах роботи, а також приведення екологічних і економічних показників до сучасного рівня.

Котельне господарство України переважно складається з котлів та обладнання, що придбано ще за часів колишнього СРСР і конструктивно розраховано на використання дешевого палива [2]. За період 1991–2012 рр. в зв'язку з фінансовими проблемами закупівля нових парових котлів була обмежена. В багатьох випадках поточний ремонт проводили в недостатніх обсягах, що призвело до зменшення терміну експлуатації котла. Крім того, змінився режим роботи і котли, що працювали переважно на номінальному навантаженні, стали працювати на мінімальних навантаженнях, на яке не були оптимізовані при їх конструкції, що призводить до неякісної їх роботи та пришвидше-

ного зносу. Всі газомазутні котли фактично за конструкцією мазутні, в яких ефективність спалювання природного газу була обмежена мазутною конструкцією пальника. Наприклад, при застосуванні вихрових пальників для природного газу оптимальніша більша крутка повітря, що укорочує факел, і паливо стабільно згоряє без хлопків і вібрації котла. У той же час при значній крутці повітря при спалюванні мазуту його частинки можуть відцентровими силами закидатися на топкові екрані і призводити до їх перегоряння. У даний же час в зв'язку із значною вартістю мазуту, більшість котлів працює на природному газі, а мазутні форсунки демонтовано. При цьому котли продовжують працювати на старих пальниках, оптимізованих для спалювання мазуту. При роботі котлів зі штатними пальниками, що були запроектовані ще в колишньому СРСР, їхній робочий ефективний діапазон регулювання не відповідає сучасним потребам підприємств харчової, хімічної, машинобудівної, спиртової, цукрової та інших галузей промисловості, а особливо комунального господарства України, де експлуатують парові котли до 20 МВт. Крім того, в Україні екологічні показники роботи парових котлів гірше європейських.

Тому необхідно провести модернізацію котельних агрегатів з установкою в першу чергу принципово нових пальникових пристройів або модернізацію існуючих з розширенням діапазону робочого регулювання пальника до 1:10 і оптимізованих для спалювання природного газу, особливо на середніх і низьких навантаженнях роботи пальника. Необхідно подовжити ресурс існуючих котлів на

10–14 років, що може бути досягнуто завдяки зменшенню температур біля екранів у топковій камері. Цього можна досягти використанню нових пальників і застосуванню двостадійності при спалюванні природного газу [3]. Також значну увагу треба приділити екологічним показникам роботи пальників з доведенням їх до сучасного рівня.

Поставлена задача створення пальникового пристрою задовольняє таким вимогам:

- ресурс топкових екранів і в цілому котла подовжується, порівнюючи з використанням штатних заводських пальників концепції періоду СРСР;
- розширення діапазону коефіцієнта робочого регулювання пальника до 1:10;
- оптимізація роботи пальника для ефективного (з мінімальним коефіцієнтом надлишку повітря) спалювання природного газу, особливо на середніх та низьких навантаженнях;
- застосування двостадійного спалювання природного газу в пальнику;
- досягнення концентрації викидів оксидів азоту не більше 145 мг / Nm^3 (в перерахунку на NO_2 , температура 0 °C та тиск 101,325 кПа, при коефіцієнті надлишку повітря, що дорівнює одиниці).

Основні типи котлів, що виробляють пару в Україні до 20 МВт такі, як ДЕ, ДКВР та інші, були спроектовані для економічної роботи на номінальному базовому режимі. Роботі ж таких котлів на режимах менше 30–50 % їхньої продуктивності було приділено мало уваги. Разом з тим, особливості вітчизняної експлуатації котлів свідчать, що значні перевитрати палива мають місце саме протягом 60–70 % періоду роботи, коли котли потужністю до 20 МВт працюють на низьких навантаженнях, при цьому перевитрати палива досягають 10–15 %, це особливо відноситься до котлів ДЕ, оснащених одним пальником. Однак експлуатація таких котлів за таких режимів призводить до зменшення їхнього ресурсу і прискореного виходу з ладу пальникових пристрій, які не призначені для тривалої економічної надійної роботи на мінімальному навантаженні. Одним з варіантів розв’язання проблеми стійкої роботи котлів на низьких навантаженнях є устаткування таких котлів сучасними пальниковими пристроями, що мають високі техніко-економічні показники на навантаженнях 30–50 % та нижче.

Пропонується переобладнати парові котли потужністю до 20 МВт пальниковими пристроями з двома газовими колекторами (у існуючий пальник співвісно вбудовується пальник малої потужності – до 30 % номінальної потужності існуючого пальника), що фактично збільшує кількість пальників котла у два рази без зміни габаритних розмірів пальникових амбразур, причому котли вперше будуть укомплектовані пальниками різної потужності, що забезпечить їхню стабільну надійну роботу в широкому діапазоні навантажень від 10 до 120 % з високими техніко-економічними і еко-

логічними показниками. Це дозволяє експлуатувати малий пальник на режимах до 30 % продуктивності від основного (не подаючи газ в основний газовий колектор), а основний – на режимах від 30 до 100 %. Ці газові пальники можуть бути встановлені при ремонтах або модернізації існуючих пальників котлів типу ДЕ, ДКВР (ГМГ-1,5; ГМГ-2М; ГМГ-4М; ГМГ-5М; ГМГ-5,5/7 та ГМ-2,5; ГМ-4,5; ГМ-7; ГМ-10; ГМП-16 та ін.). Заміна пальників не вимагає переобладнання котла – пальники встановлюються в ту ж амбразуру, яка є в котлі.

Принципова конструкція пальника (рис. 1), що розроблена в Інституті газу НАН України, задовільняє наведеним вище критеріям.

У двоколекторному пальнику двостадійного спалювання природного газу сопла для подачі природного газу з колектора малого газу і сопла для подачі природного газу з газової камери розташовані напроти один одному на відстані 0,15–0,25 діаметра газової камери вrozсічку. Вторинне повітря, що проходить прямим струменем, розтягує зону горіння природного газу, таким чином зменшуючи локальні теплові потоки, відповідно знижується утворення оксидів азоту, а також подовжується ресурс топкових екранів парових котлів.

Ефективність зниження утворення оксидів азоту при двостадійному спалюванні тим вища, чим нижче відношення часток первинного і вторинного повітря, яке визначається конструктивними розмірами пальникового пристроя, а також коефіцієнтами аеродинамічного опору каналів для проходження первинного і вторинного повітря:

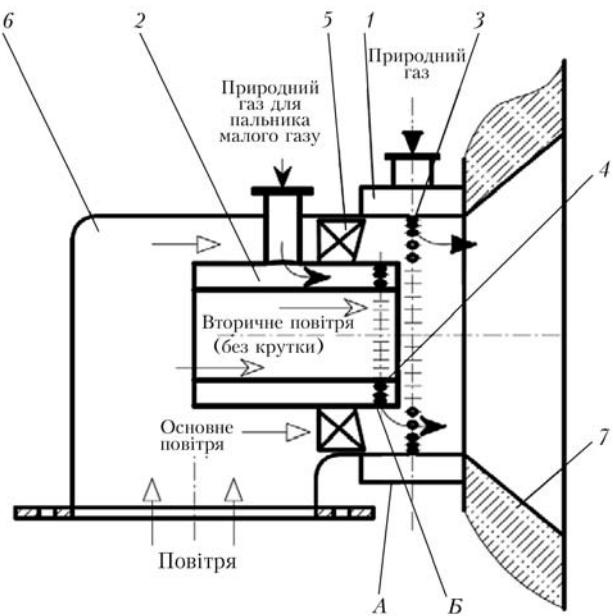


Рис. 1. Схема принципової конструкції двоколекторного пальника двостадійного спалювання природного газу для котлів ДКВР і ДЕ: А – основний пальник, що працює при навантаженні від 30 до 100 %; Б – пальник малого газу (додатковий пальник), що працює при навантаженні 10–30 % (від основного); 1 – газова камера; 2 – газовий колектор; 3 – сопла основного пальника; 4 – сопла пальника малого газу; 5 – закручувальний апарат; 6 – корпус пальника; 7 – амбразура

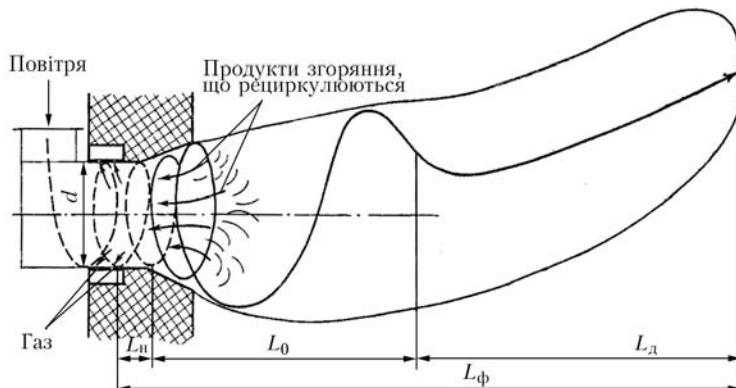


Рис. 2. Схема факела вихрового пальника

$$\frac{\alpha_1}{\alpha_2} = \frac{wF_1}{wF_2} = \frac{w_1}{w_2} \frac{D^2 - d^2}{d^2}, \quad (1)$$

де w_1, w_2 — швидкість відповідно первинного і вторинного повітря; F_1, F_2 — площа каналів відповідно первинного і вторинного повітря; D — діаметр пальника; d — діаметр осьового каналу (каналу вторинного повітря).

Оскільки розподіл повітряних потоків відбувається при рівності втрат статичного тиску

$$\zeta_1 w_1^2 = \zeta_2 w_2^2, \quad (2)$$

то

$$\frac{w_1}{w_2} = \sqrt{\frac{\zeta_2}{\zeta_1}}, \quad (3)$$

де ζ_1, ζ_2 — коефіцієнти аеродинамічного опору каналів для проходу первинного і вторинного повітря.

Підставляючи (3) у (1), одержимо

$$\frac{\alpha_1}{\alpha_2} = \frac{d^2 - D^2}{D^2} \sqrt{\frac{\zeta_2}{\zeta_1}}. \quad (4)$$

У роботі [4] на підставі оброблених експериментальних даних з великою кількістю пальників, що експлуатуються в енергетиці та промисловості, зроблено припущення, що фактична довжина зони вигоряння прямотрумінного та закрученого факела (з урахуванням траекторії) приблизно дорівнює

$$\bar{L}_\phi \approx \bar{L}_{\text{закр}} \approx 10D_{\text{пп}},$$

тобто прямотрумінний факел геометрично компонується у закрученій (рис. 2), для ступеня його вигоряння χ_B можна прийняти аналогічну залежність, що й для прямотрумінного [4, 5]:

$$\chi_B = 1 - e^{-K_B S_\phi}, \quad (5)$$

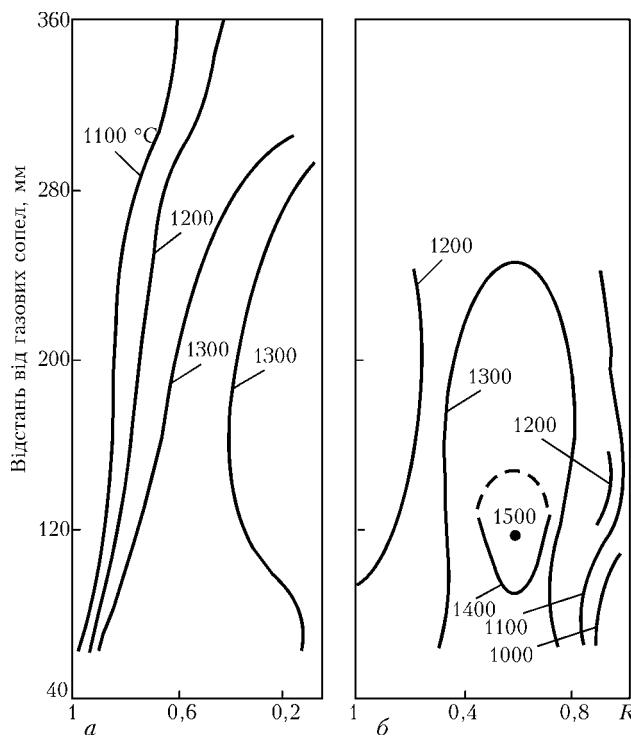


Рис. 3. Ізотерми при спалюванні газу на лабораторному стенді для прямотрумінного пальника (a) та вихрового (b)

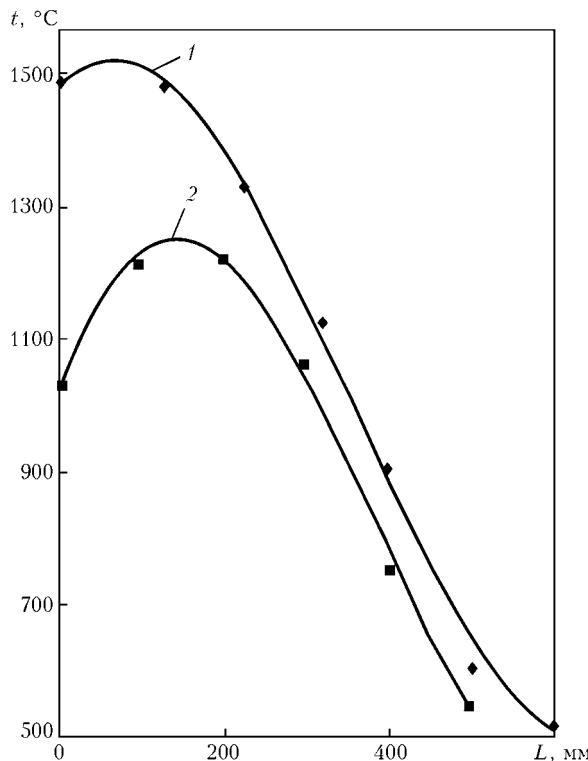


Рис. 4. Розподіл інтегральних температур в поперекових перерізах камери при тангенціальному (1) та комбінованому (2) підводах повітря на відстані від пальника

де $K_b \approx 0,034$; $\bar{L}_b \max = \sin \beta_{cp} \sqrt{\frac{2}{3}} K_b$ — зона, в якій вигоряє 95 % палива (вона значно коротша за видиму довжину факела); β_{cp} — кут піднімання потоку по спіралі.

Фактична інтенсивність вигоряння газу в зоні крутки вища, ніж у прямому факелі [4]:

$$\delta\chi_b = \frac{d\chi_{bp}}{dL_\phi} = 3K_b \operatorname{cossec}^3 \beta_{cp} \bar{L}_\phi^2 e^{K_b \operatorname{cossec}^3 \beta_{cp} \bar{L}_\phi^3}, \quad (6)$$

$$\delta\chi_{np} = \frac{d\chi_{np}}{dL_\phi} = 3K_{np} \bar{L}_\phi^2 e^{-K_{np} \bar{L}_\phi^3}, \quad (7)$$

де $K_{np} \approx 0,04$.

Проте, якщо прослідкувати за вигорянням вздовж прямого і закрученого факелів природного газу, можна побачити, що практично для всіх факелів

$$L_{np} \approx L_b \approx 10D_{np}, \quad (8)$$

де D_{np} — приведений діаметр амбразури-щілини пальника, для конусної амбразури — це діаметр гирла (устя). Тобто закручення факела значною мірою змінює конфігурацію факела і його довжину, але істотно не впливає на відстань, що її проходить частка суміші паливо-повітря-продукти

згоряння до закінчення процесу вигоряння СО та H_2 у факелі.

Температура і теплові потоки від зони максимальних температур у прямострумільному факелі менші, тому надійність топки значно підвищується (рис. 3, 4). Якщо ж поєднати ці принципи у пальнику з прямим і закрученим потоком повітря (прямострумно-вихровим), то це дає можливість регулювати параметри факела, насамперед його довжину і забезпечити зменшення утворення оксидів азоту, а також подовжити ресурс котла при одночасному підвищенні його ККД.

Висновки

1. Пропонується концепція подовження ресурсу існуючих парових котлів до 20 МВт на 10–14 років завдяки переобладнанню їх пальникових пристрій у нові двоколекторні пальники стадійного спалювання (з двома окремо регульованими колекторами) природного газу, що дозволяють експлуатувати котли в широкому діапазоні навантажень від 10 до 120 % з високими техніко-економічними і екологічними показниками.

2. У порівнянні з існуючими заводськими пальниками до котлів ДЕ та ДКВР запропоновані двоколекторні пальники: подовжують ресурс топкових екранів і котла в цілому, орієнтовно на 10–14 років; забезпечують роботу котлів без пульсацій і зриву полум'я в широких межах; заощаджують на 6–10 % природний газ у осінній-весняний період і 1–3 % на номінальному навантаженні; підвищують надійність експлуатації (регулювання довжини факела та інших параметрів при постійному навантаженні); знижують викиди оксидів азоту на 30 %; розширяють економічний діапазон коефіцієнта робочого регулювання пальника з 1:3 до 1:10; оптимізовані для ефективного (з мінімальним коефіцієнтом надлишку повітря) спалювання природного газу, особливо на середніх і низьких навантаженнях.

- Сигал И.Я., Домбровская Э.П., Сміхула А.В. К вопросу о модернизации котельного хозяйства Украины // Экотехнологии и ресурсосбережение. — 2004. — № 3. — С. 66–69.
- Аналіз стану котельного господарства України з метою модернізації, продовження ресурсу чи заміни котлів малої і середньої потужностей / І.Я. Сигал, Е.П. Домбровська, А.В. Сміхула та ін. // Там само. — 2003. — № 6. — С. 76 – 79.
- Сигал И.Я. Защита воздушного бассейна при сжигании топлива. — Л.: Недра, 1988. — 312 с.
- Сигал И.Я., Гуревич Н.А. Закономерности горения в закрученном потоке и длина факела вихревых газовых горелок // Газ. пр-сть. — 1968. — № 5. — С. 35–37.
- Ахмедов Р.Б. Дутьевые горелочные устройства. — М.: Недра, 1970. — 407 с.

ПРОЕКТ 5.2.1

Розробка та відпрацювання методів підвищення ефективності роботи твердопаливних котлоагрегатів та енергоблоків 300 МВт

УДК 621.536.242

РОЗРОБКА ТА ВІДПРАЦЮВАННЯ МЕТОДІВ ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ РОБОТИ ТВЕРДОПАЛИВНИХ КОТЛОАГРЕГАТІВ ТА ЕНЕРГОБЛОКІВ 300 МВт

Академік НАН України **О.Ю. МАЙСТРЕНКО**, Н.І. ДУНАЄВСЬКА, О.І. ТОПАЛ, І.Л. ГОЛЕНКО, кандидати техн. наук
(Ін-т вугільних енерготехнологій)

Розглянуто сучасний стан теплової енергетики України та проблеми його розвитку. Показано, що більшість блоків потужністю 150–300 МВт відпрацювали свій розрахунковий, парковий та подвійний розрахунковий ресурс (260–280 тис. год). Необхідність роботи на змінному навантаженні призводить до підвищеного зносу теплотехнічного обладнання. Доцільно розглядати в якості основних напрямів маловитратної модернізації обладнання встановлення газоцільних екранів, відновлення запалювального поясу, оптимізацію тонини помелу вугілля, підвищення температури первинного та вторинного повітря, а також створення та впровадження нових високоефективних пальників з термохімічною підготовкою палива. Визначено, що розрахунковий індивідуальний ресурс більшості енергоблоків становить 4,5–11,6 років. Для котлоагрегатів потужністю 200, 300 МВт, які напрацювали понад 300–330 тис. год і яких в Україні більше 9 доцільна їх повна заміна.

Ключові слова: вугілля, енергоблок, напрацювання, реконструкція, пиловугільні ТЕС

Сучасний стан теплової енергетики України та проблеми його розвитку. Сучасний стан теплової енергетики України потребує її модернізації, реконструкції або оновлення [1–3]. Це пояснюється тим, що більшість блоків електричною потужністю 150–300 МВт знаходиться в експлуатації понад 260 тис. год та перевищили як проектний, так і парковий ресурс. Тяжкий технічний стан пиловугільних ТЕС ускладнюється роботою енергоблоків у змінній частині графіку навантажень на частковій потужності з частими зупинами та пусками з гарячого та холодного стану, використанням у 1980–2004 рр. високозольного вугілля, що привело до прискореного зношення основного та допоміжного обладнання.

Необхідність роботи на зниженому навантаженні є однією з головних причин неефективної роботи енергетичного обладнання, оскільки це призводить до збільшення втрат теплоти з механічним недопалом, потребує використання природного газу для стабілізації процесу горіння та захисту від зношення умов стійкого рідкого шлаковидалення, погіршує ступінь конверсії вуглецю вугілля при спалюванні газу разом з антрацитом, та, як наслідок, призводить до зменшення ККД парогенераторів. Слід також відзначити, що розширення діапазону регулювання для більшості пиловугільних енергоблоків (нижче 70 % номінальної потужності) є проблематичним саме з огляду забезпечення оптимальних умов рідкого шлаковидалення.

За економічної кризи широка заміна працюючих котлів новими, більш ефективними та екологічно чистими, неможлива. Отже, існує нагальна необхідність подовжити роботу існуючих котлоагрегатів на 10–15 років та підвищити їх ефективність. З огляду на різний час вводу в експлуатацію, проектне паливо, конструкцію котлоагрегату і допоміжного обладнання, особливості його режимних характеристик та інші фактори, підхід до кожного типу енергетичних котлів повинен бути суто індивідуальним, технічно та економічно обґрунтованим. Підвищення ефективності спалювання низькореакційного вугілля, насамперед антрациту, на енергоблоках ТЕС є актуальним поточним завданням паливно-енергетичного комплексу України.

Кількісні показники роботи енергоблоків ТЕС України та погіршеного стану теплогенеруючого обладнання. Більшість діючого обладнання ТЕС спроектована за нормами 1950-х рр., введена в експлуатацію в 1960–1970-і рр. минулого століття, морально та фізично застаріла. Наведені в табл. 1 дані щодо напрацювання енергоблоків кількісно характеризують стан теплогенеруючого обладнання ТЕС.

Залишковий розрахунковий ресурс роботи більшості енергоблоків не перевищує 5–10 років, а у деяких з них він вже вичерпаній. Через погір-

Таблиця 1. Напрацювання енергоблоків ТЕС України на 01.10.2010, тис. год

Станція	Станційні номери блоків (котлів)						
	1	2	3	4	5	6	7
Вуглегірська	233,60	230,05	223,96	223,69	125,74*	127,44*	137,18*
Зміївська	304,47	304,33	274,61	287,90	285,40	275,84	246,74
Трипільська	264,04	261,45	267,89	260,59	176,30*	172,43*	—
Придніпровська	—	—	—	—	—	—	310,11
Криворізька	283,34	281,66	252,77*	220,50	265,85	233,69	190,39*
Запорізька	250,82	235,80	243,47	225,49	148,89*	127,37*	133,16*
Бурштинська	259,90	249,68	259,82	276,86	278,30	269,50	263,71*
Добротірська	—	—	—	—	—	—	311,03
Ладижинська	224,14	212,64	202,47*	219,25	204,67	216,31	—
Старобешівська	—	—	—	233,9 1,74**	274,04	277,01	256,42*
Слов'янська	—	—	—	—	—	—	252,96
Зуївська	164,53	160,16	144,12	134,26	—	—	—
Курахівська	—	—	248,16	228,31	211,47	208,80	215,39*
Луганська	—	—	—	—	—	—	—

Закінчення табл. 1

Станція	Станційні номери блоків (котлів)							
	8	9	10	11	12	13	14	15
Вуглегірська	—	—	—	—	—	—	—	—
Зміївська	222,90 30,64**	233,62	251,85	—	—	—	—	—
Трипільська	—	—	—	—	—	—	—	—
Придніпровська	324,17	303,58*	304,42	242,65	221,58*	282,22	246,38*	—
Криворізька	240,15	178,75	176,81	—	—	—	—	—
Запорізька	—	—	—	—	—	—	—	—
Бурштинська	273,07	254,89	265,10	232,14	226,10	—	—	—
Добротірська	291,59	—	—	—	—	—	—	—
Ладижинська	—	—	—	—	—	—	—	—
Старобешівська	276,31	267,87	272,0	267,81	274,23	246,48	—	—
Слов'янська	—	—	—	—	—	—	—	—
Зуївська	—	—	—	—	—	—	—	—
Курахівська	216,57	218,15	—	—	—	—	—	—
Луганська	—	292,94	289,07	287,06	199,66*	259,64	253,38	263,42

* Потужності не вводилися в експлуатацію в 2010 р.

** Напрацювання після реконструкції.

шення стану обладнання та якості палива встановлена електрична потужність блочних ТЕС знизилася з 29,2 у 1990 р. до 27,5 млн кВт у 2010 р. В 2010 р. не вводились в експлуатацію 7,93 млн кВт потужностей, від них 8 газомазутних (300, 800 МВт) та 10 пиловугільних (150, 200, 300 МВт) енергоблоків. За своїми техніко-економічними показниками ТЕС України відстають від рівня 1975–1980 рр. У зв'язку з припиненням оновлення обладнання, зміною режимів роботи, погіршенням технічного стану енергоблоків через зношення основного обладнання зростають питомі витрати

умовного палива на відпуск електроенергії, кількість відмов енергоблоків, порівняно з 1985 р., підвищилась у 3,1 раз. Через неприйняття необхідних заходів кількість відмов і надалі збільшуватиметься. Найбільша кількість відмов викликана нездовільним станом котлоагрегатів та систем підготовки палива.

Енергетичні котли ТЕС і великих ТЕЦ України вироблені за її межами: заводами «Красний котельщик» (м. Таганрог), імені Орджонікідзе (м. Подольськ) і Барнаульським котельним. Отже, існує нагальна потреба (з точки зору зменшення

РЕСУРС

Таблиця 2. Критерії щодо впровадження заходів з модернізації, реконструкції або заміни пиловугільних енергоблоків, які доцільно прийняти з урахуванням їх напрацювання

Рекомендації та оцінка ефективності заходів з реконструкції чи заміни обладнання ТЕС	Напрацювання блоків, тис. год		Кількість енергоблоків на 1.10.2010
	200 МВт _{ел}	300 МВт _{ел}	
Максимальний термін експлуатації, при якому доцільна реконструкція енергоблоків	200–240	240–250	40
Максимальний термін експлуатації енергоблоків, при якому можлива модернізація з подовженням терміну роботи на 3–8 років	260–290	270–290	38
Граничний термін експлуатації котлоагрегату, після якого необхідна його заміна	300–320	300–330	9

витрат на ремонти, заміни застарілого обладнання, впровадження нових екологічно чистих вугільних енерготехнологій) у створенні власного вітчизняного котлобудування, яке могло б задіяти вітчизняний науково-технічний потенціал та створити нові робочі місця.

Рекомендації щодо вибору якості палива для спалювання в факельних котлоагрегатах (на прикладі Трипільської ТЕС). Протягом 1980–2000 рр. на ТЕС України спалювалось вугілля з зольністю вищою за 30 % на суху масу A^d та нижчою теплотою згорання на робочу масу $Q_i^r = 4200$ –5000 ккал/кг. З 2003 р. якість палива суттєво покращилася і складає сьогодні $A^d = 22$ –25 % та $Q_i^r = 5400$ –5750 ккал/кг. Після зростання цін на природний газ у 3–5 разів на ТЕС та в вугільній промисловості виконано комплекс заходів, спрямованих на зменшення частки природного газу на підсвітку. Це стосується зменшення зольності вугілля до $A^d = 20$ –25 %, підвищення його калорійності до $Q_i^r > 5250$ ккал/кг, покращення якості розмелення твердого палива, збільшення температури первинного та вторинного повітря, зменшення присосів у топках.

На Трипільській ТЕС, що спалює низькореакційне паливо (антрацит та пісне вугілля), ці заходи мали першочергове значення. Аналіз якості палива, що надходило впродовж 2009–2010 рр., показав, що його характеристики наблизились до проектних. В той же час ефективне спалювання вимагало підсвітки природним газом у 3,2–3,7 % по теплу, що пов’язано зі станом котельного обладнання та необхідністю забезпечення стійкого рідкого шлаковидалення. Однак спалювання пісного вугілля або суміші пісного вугілля з антрацитом відбувалося без додавання природного газу в котлоагрегат навіть у випадку зменшення навантаження енергоблоку до рівня 70–75 % номінального.

Отже, використання паливних сумішей є одним з тимчасових способів покращення експлуатаційних параметрів роботи енергоблоків. На підставі результатів промислових випробувань розроблені такі рекомендації щодо якості вугілля для спалювання у факельних котлоагрегатах, які безпосередньо стосуються пиловугільних блоків Трипільської ТЕС, але з певними обмеженнями мо-

жуть бути використані і для інших подібних котлоагрегатів:

- не приймати на станцію вугілля з теплотою згоряння Q_i^r нижчою за 4900 ккал/кг для антрациту та 4750 ккал/кг для пісного вугілля;
- вважати оптимальною теплотою згоряння для спалювання в факельних котлоагрегатах Трипільської ТЕС $Q_i^r = 5000$ –5200 ккал/кг;
- в разі надходження палива, що не відповідає оптимальній теплоті згоряння, проводити його змішування для досягнення рівня, вказаного у попредньому пункті;
- для зменшення витрат теплоти з механічним недопалом до рівня 6 % і нижче застосовувати перемішування антрациту та пісного вугілля з часткою останнього не менше 15 %. Ця рекомендація стосується перш за все роботи ТЕС в зимовий період, що може забезпечити стійке спалювання антрациту без додавання природного газу;
- використовувати на ТЕС в основному антрацит з температурою плавкості золи t_3 нижче 1500 °C, що відповідає перш за все вугіллю об’єднання «Ровенькиантрацит»;
- з урахуванням існуючих цін на вугільну продукцію поставку антрациту з калорійністю Q_i^r вищою за 5350 ккал/кг не вважати доцільною (2010 р.). Це пояснюється як значним збільшенням вартості тонни вугілля при рості його калорійності, так і тим, що при калорійності понад 5200 ккал/кг на Трипільській ТЕС не зафіковано збільшення ККД котлоагрегату з ростом Q_i^r .

Шляхи подовження експлуатації та реконструкції теплогенеруючого обладнання ТЕС України. Оцінка термінів експлуатації теплогенеруючого обладнання та заходів щодо його оновлення наведено в табл. 2.

Серед перспективних шляхів подовження експлуатаційного ресурсу та підвищення ефективності існуючих пиловугільних котлоагрегатах слід виділити такі:

- ущільнення топок може привести до збільшення ККД котлоагрегату на 1,5–2,0 %. Але цей ефект існує не більше як 1,5–2,0 міс. у зв’язку з великою кількістю зупинок котлоагрегату і безперервним регулюванням його потужності;

- встановлення щільнозварних екранів може привести до збільшення ККД котлоагрегату на 1,5–2,0 %, але для його забезпечення потрібні суттєві капіталовкладення;

- відновлення запалювального поясу призводить до збільшення ККД котлоагрегату на 1,0–1,5 %, але його потрібно проводити не менше 1 разу у 2 роки, однак цей захід не дешевий;

- найбільший ефект (2,0–2,5 %) можна отримати від забезпечення температури первинного та вторинного повітря на виході з контактних підігрівників «Юнгстрем» на рівні 380–400 °C. Проте для його забезпечення необхідні суттєві капіталовкладення;

- впровадження пальників з термохімічною підготовкою (ТХП) палива (рисунок) — один з шляхів підвищення ефективності вигоряння низькореакційного вугілля. Випробування на Трипільській ТЕС пальника з термохімічною підготовкою тепловою потужністю 70 МВт, який розроблено в Інституті вугільних енерготехнологій НАН України, підтвердили можливість підвищення ефективності вигоряння антрациту та зменшення викидів оксидів азоту в навколошнє середовище.

Модернізація і реконструкція ТЕС може лише подовжити строки служби діючих котлоагрегатів (на 8–10 років) і частково покращити їх техніко-економічні показники, але по закінченню вказаного терміну вони все одно потребуватимуть заміни. В з'язку з цим розвиток теплової енергетики України бачиться у впровадженні на ТЕС нового високоефективного обладнання, що забезпечить істотне поліпшення ефективності спалювання твердого палива порівняно з діючими пиловугільними блоками; можливість використання рядового вугілля різного ступеня метаморфізму з рівнем зольності 20–25 % та відходів вуглезагачення з зольністю 50–60 %; роботу в маневреному режимі з високими економічними показниками; значне скорочення викидів шкідливих речовин у навколошнє середовище; підвищення ККД енергоблоків; повну утилізацію відходів. Цим вимогам значною мірою відповідають сучасні факельні способи спалювання із системами сіркоочистки димових газів, а також в циркулюючому киплячому шарі (ЦКШ); в киплячому шарі під тиском для парогазових установок на твердому паливі.

Незважаючи на те, що Україна має потужну виробницю базу турбінного виробництва, власна база енергетичного котлобудування практично відсутня. Отже, його створення допоможе вирішити питання подовження ресурсу діючих ТЕС шляхом переозброєння і забезпечення запчастинами існуючого обладнання; розробку і освоєння технологій ЦКШ спалювання вугілля і їх впровадження на ТЕС; виключення або істотне зменшення імпорту котлоагрегатів; виготовлення газоочисного обладнання.

Прогнозне оцінювання залишкового ресурсу енергетичних парогенераторів енергоблоків



Змонтований пальник з ТХП (тепловою потужністю 70 МВт) на блоці станції № 3 з котлоагрегатом ТПП-210А Трипільської ТЕС

300 МВт. Оцінку залишкового ресурсу зроблено для енергоблоків електричною потужністю 300 МВт на Зміївській, Придніпровській та Трипільській ТЕС. На підставі цієї оцінки можна констатувати, що залишковий ресурс як парковий, так і подвійний розрахунковий всіх котлоагрегатів енергоблоків 300 МВт Зміївської, Придніпровської та Трипільської ТЕС на сьогодні вичерпані повністю.

З огляду на це можна говорити лише про індивідуальний ресурс котлоагрегатів, який визначається не тільки ККД і рівнем аварійності енергоблоку, але й необхідністю покриття ними сьогодні електричних навантажень, коли економічна ефективність віходить на другий план. І навіть при такій постановці питання існує граничний ресурс, після якого у випадку відсутності докорінної реконструкції експлуатація обладнання стає технічно небезпечною. Такий ресурс може визначити лише завод-виготовлювач котельного обладнання, яким є Таганрозький котельний завод. Він на сьогодні не дає згоди на подовження терміну експлуатації котлоагрегатів ТП-100 у випадку напрацювання 300 тис. год, П-50 та ТПП-110 – 300 тис. год, ТПП-210 та ТПП-210А – 310 тис. год, ТПП-312 та ТПП-312А – 320 тис. год. Ці напрацювання, прийняті нами як граничні, після яких за відсутністю докорінної реконструкції експлуатацію котельного обладнання рекомендується припинити, а існуючі парогенератори замінити новими.

У табл. 3 представлена карта прогнозного оцінювання залишкового індивідуального ресурсу котлоагрегатів енергоблоків 300 МВт Придніпровської, Зміївської та Трипільської ТЕС. В ній дано інформацію щодо типу парогенератора, напрацювання котлоагрегатів станом на 01.01.2011 р., розрахунковий індивідуальний ресурс їх роботи, залишковий ресурс та термін закінчення цього ресурсу у випадку роботи парогенератора протягом 5000 тис. год на рік.

Видно, що розрахунковий індивідуальний ресурс більшості енергоблоків складає 4,5–11,6 ро-

РЕСУРС

Таблиця 3. Карта прогнозного оцінювання залишкового ресурсу котлоагрегатів енергоблоків 300 МВт Придніпровської, Зміївської та Трипільської ТЕС (граничний термін експлуатації, після якого його роботу рекомендовано припинити)

ТЕС, енергоблок	Тип котлоагрегату	Індивідуальний розрахунковий ресурс, тис. год	Напрацювання на 01.01.11 р., тис. год	Залишковий ресурс на 01.01.11 р. тис. год	Розрахунковий індивідуальний залишковий термін експлуатації, на 01.01.12, роки
Придніпровська, № 11	ТПП-110	300	244,5	55,5	10,1
Придніпровська, № 13	ТПП-210А	310	282,5	27,5	4,5
Трипільська, № 1	ТПП-210А	310	266,0	44,0	7,8
Трипільська, № 2	ТПП-210А	310	262,1	47,9	8,6
Трипільська, № 3	ТПП-210А	310	262,9	47,1	8,4
Трипільська, № 4	ТПП-210А	310	254,5	55,5	10,1
Зміївська, № 7	ТПП-210	310	247,0	63,0	11,6
Зміївська, № 8	ТПП-210	360*	254,0	106,0	20,2
Зміївська, № 9	ТПП-210А	310	234,0	76,0	14,2
Зміївська, № 10	ТПП-210А	310	253,0	57,0	10,4

* У 2004 р. завершено значну реконструкцію енергоблоку.

ків. Цей термін не є значним, оскільки необхідно провести їх докорінну реконструкцію (не менше 2 років), або заміну (не менше 4 років). Виняток складає лише енергоблок № 8 Зміївської ТЕС, де така реконструкція виконана. Розрахунковий термін його експлуатації перевищує 20 років.

Висновки

1. Встановлено, що за останні роки на Трипільській, Зміївській та Придніпровській ТЕС збільшилися питомі витрати на вироблення електроенергії. Аварійність теплогідромеханічного устаткування на цих ТЕС за останні 3 роки зросла на 25 %. ККД енергоблоків цих станцій складає 29,5–30,0 %. Всі вони відпрацювали розрахунковий, парковий та подвійний розрахунковий ресурс і відпрацьовують свій індивідуальний ресурс, коли показники ефективності і аварійності не є визначальними для прийняття рішень щодо подовження їх експлуатації. Найближчим часом слід приступити до конкретних робіт з докорінного оновлення або заміни існуючого котельного обладнання.

2. Відпрацьовано заходи щодо підвищення ефективності роботи котлоагрегатів за рахунок оптимізації тонини помелу палива, збільшення температури первинного та вторинного повітря, ущільнення топок та відновлення запалювальних поясів котлоагрегатів.

3. На котлоагрегаті ТПП-210А станції № 3А Трипільської ТЕС протягом року пройшов успішне випробування пальник з термохімічною підготовкою палива теплою потужністю 70 МВт,

розроблений Інститутом вугільних енерготехнологій НАН України. В результаті випробувань підтверджено можливість підвищення ефективності вигоряння антрациту та зменшення викидів оксидів азоту в навколошнє середовище. На основі отриманих результатів Трипільською ТЕС прийнято рішення повністю оснастити у 2012 р. корпус 3А енергоблоку № 3 такими пальниками.

4. На підставі оцінки залишкового індивідуального розрахункового ресурсу для енергоблоків Придніпровської, Зміївської та Трипільської ТЕС показано, що для більшості енергоблоків цей термін становить 4,5–11,6 років. Подальша експлуатація обладнання, з нашої точки зору, є небезпечною та економічно невідповіданою. Крім того, слід очікувати, що Таганрозький котельний завод (виготовлювач обладнання) не дасть згоду на подовження терміну експлуатації цих енергоблоків без проведення їх реконструкції. Необхідно також враховувати, що проведення реконструкції або заміни котельного обладнання потребує значного часу (не менше 2 років).

1. Енергетична стратегія України на період до 2010 року // Розпорядження Кабінету Міністрів України від 15.03.08 № 145-р.
2. Майстренко О.Ю. Сучасний стан вугільної енергетики України та перспективи її оновлення і розвитку / О.Ю. Майстренко, О.І. Топал, Л.С. Гапонич // Наукові праці Нац. ун-ту харчових технологій. — 2010. — № 32. — С. 43–47.
3. Стогній Б.С. Шляхи радикального підвищення ефективності використання вугілля на теплових електростанціях / Б.С. Стогній, Ю.П. Корчевий, О.Ю. Майстренко // Стратегія енергозбереження в Україні: аналітично-довідкові матеріали. — Т. 1. — «Загальні засади енергозбереження». — К.: Академперіодика, 2006. — С. 430–449.

ПРОЕКТ 5.2.2

Розробка технології ремонтного зварювання елементів паропроводів, колекторів (камер) і барабанів котлів для подовження ресурсу енергоблоків ТЕС

УДК 621.791:004.67

ТЕХНОЛОГИЯ РЕМОНТНОЙ СВАРКИ УЗЛОВ КОТЛОАГРЕГАТОВ БЕЗ ПОСЛЕДУЮЩЕЙ ТЕРМООБРАБОТКИ

**А.К. ЦАРЮК¹, канд. техн. наук, В.Д. ИВАНЕНКО¹, инж., В.Ю. СКУЛЬСКИЙ¹, д-р техн. наук, С.И. МОРАВЕЦКИЙ¹,
А.Р. ГАВРИК¹, Г.Н. СТРИЖИУС¹, М.А. НИМКО¹, С.И. МАЗУР², А.А. ТРОЙНЯК², Ю.В. ОДИН³,**
О.В. ДЕРКАЧ³, Р.И. КУРАН⁴, инженеры

(¹Ин-т электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины,

²Трипольская ТЭС,

³Кременчугская ТЭЦ,

⁴ОАО «ЮТЭМ»)

Рассмотрены вопросы ремонтной сварки поврежденных узлов котельного оборудования ТЭС и ТЭЦ из сталей систем Cr-Mo и Cr-Mo-V, коллекторы, трубы поверхностей нагрева, тройники, элементы паропроводов и др., отработавшие срок эксплуатации в жестких условиях (при высокой температуре и давлении). Следствием этого в основном являются повреждения в металле в виде трещин. Для их ремонта рекомендована технология с использованием ручной дуговой сварки электродами типа Э-06Х1М в комбинации с электродами типа 09Х1МФ, предусматривающая применение предварительного и сопутствующего подогрева с последующим термическим отдыхом сварного соединения. Сварные соединения, выполненные по предложенной технологии, имеют высокую трещиностойкость и требуемые механические свойства. Эта технология прошла успешные испытания при ремонтной сварке узлов котельного оборудования.

Ключевые слова: ремонтная сварка, повреждения, теплоустойчивые стали, узлы котельного оборудования, электроды, предварительный подогрев, термический отдых, продление срока эксплуатации

Продление сроков эксплуатации энергетического оборудования на ТЭС и ТЭЦ, отработавшего парковый ресурс, возможно после технической диагностики по выявлению эксплуатационных повреждений и исследования состояния металла (структура, свойства). Компоненты котельного оборудования (трубы поверхностей нагрева, пароперегреватели, коллекторы, тройники, элементы паропроводов и др.) изготавливают из теплоустойчивых хромомолибденовых (Cr-Mo) или хромомолибденнованадиевых (Cr-Mo-V) сталей. Основные марки этих сталей в части использования при рабочих температурах, их химический состав и механические свойства приведены в табл. 1-3 [1, 2]. Основными легирующими элементами этих сталей являются хром, молибден и ванадий. Молибден как один из главных элементов, определяющих жаропрочность стали, в основном находится в твердом растворе. Он уменьшает диффузионную подвижность атомов и скорость движения дислокаций. Определенное количество молибдена позволяет получить оптимальное сочетание прочности и пластичности стали. При этом участие молибдена в

образовании карбидов ограничено. В его присутствии формируются карбиды хрома и ванадия. Последний положительно влияет на повышение длительной прочности и предела ползучести благодаря образованию термически стойких карбидов. При изготовлении котельного оборудования и трубопроводов отечественных ТЭС стали системы Cr-Mo-V практически полностью вытеснили стали Cr-Mo в энергоблоках с рабочей температурой пара 545 °C. В то же время в процессе длительной работы при высокой температуре в котлоагрегатах, изготовленных из указанных сталей, образуются повреждения, которые обусловлены эксплуатацией

Таблица 1. Термоустойчивые стали, используемые для бесшовных труб коллекторов и паропроводов при изготовлении котлоагрегатов

Сталь	Стандарт		Границчная максимальная температура, °C
	Трубы	Сталь	
12МХ	ТУ 14-3-610-75	ГОСТ 20072-74	530
15ХМ	ТУ 14-3-460-75	ТУ 14-3-460-75	550
12Х1МФ			570
15Х1М1Ф			570

Таблица 2. Химический состав теплоустойчивых сталей систем Cr–Mo и Cr–Mo–V, мас. %

Сталь	C	Si	Mn	Cr	Mo	V	Ni	Cu	S	P
							не более			
12MX	0,09–0,16	0,17–0,37	0,40–0,70	0,40–0,70	0,40–0,60	—	—	—	—	—
15XM	0,11–0,16	0,17–0,37	0,40–0,70	0,80–1,10	0,40–0,55	—	—	—	—	—
12X1МФ	0,08–0,15	0,17–0,37	0,40–0,70	0,90–1,20	0,25–0,35	0,15–0,30	0,25	0,20	0,025	0,025
15X1М1Ф	0,10–0,16	0,17–0,37	0,40–0,70	1,10–1,40	0,90–1,10	0,20–0,35	0,25	0,25	0,025	0,025

атационными, технологическими и конструкционными факторами [1, 3]. Наиболее характерными повреждениями в сварных соединениях теплоустойчивых сталей являются различного вида трещины. Основным способом ремонта поврежденных деталей и узлов котлоагрегатов является ремонтная сварка и восстановительная наплавка. Ремонт поврежденных деталей имеет определенные трудности, связанные с необходимостью проведения работ в производственных условиях электростанций. Поэтому разработка прогрессивных технологий сварки как основного способа ремонта энергетического оборудования является важной и актуальной задачей для продления ресурса и надежной работы котлоагрегатов ТЭС [4].

Сварка теплоустойчивых сталей системы Cr–Mo–V, как правило, выполняется с применением предварительного и сопутствующего подогрева, а также последующей термической обработкой сварных соединений. С учетом того, что в условиях действующих ТЭС проведение термообработки отремонтированных деталей и узлов не всегда возможно, весьма перспективно применение способов сварки без последующей послесварочной термообработки. Целью настоящей работы как раз и являлась разработка технологии ремонтной сварки, обеспечивающей высокую трещиностойкость и требуемые свойства сварных соединений узлов котлоагрегатов, без последующей термообработки.

Одним из основных условий технологии ремонтной сварки являются мероприятия, предупреждающие образование холодных трещин в сварных соединениях. Как известно [5, 6], образование холодных трещин (замедленное разрушение) обусловлено сочетанием трех факторов: образованием закалочных структур в зоне термического влияния (ЗТВ) или металле шва; содержанием диффузионного водорода и уровнем остаточных сварочных напряжений в сварном соединении.

Отсутствие закалочных структур в сварном соединении можно обеспечить выбором тепловых режимов и условий сварки. Как правило, это достигается с помощью предварительного и сопутствующего нагрева, при которых скорость охлаждения способствует формированию структуры металла ЗТВ, устойчивой против образования трещин.

Характерной особенностью теплоустойчивых сталей перлитного класса является их большая чувствительность к скоростям охлаждения, начиная с температуры распада аустенита A_{c3} . Поэтому прежде всего было проанализировано влияние термического цикла сварки на структуру и свойства широко применяемой стали марки 12Х1МФ (рис. 1) при различных условиях охлаждения. Из приведенной диаграммы видно, что при скорости охлаждения более 125 °C/с в температурном интервале 800–700 °C распад аустенита происходит в мартенситной области с образованием 100 % мартенсита. Уменьшение скорости охлаждения приводит к образованию структур промежуточного превращения — бейнита. При скорости охлаждения 16,5 °C/с уже образуется структура, состоящая на 30 % из феррита и на 70 % из бейнита. Таким образом, за счет регулирования скорости охлаждения можно получить структуры, отличающиеся чувствительностью к замедленному разрушению и способствующие получению различных механических свойств металла [7]. Поэтому применение дополнительных мероприятий для регулирования процесса охлаждения зоны сварки в виде предварительного и сопутствующего подогрева или применения сварки, обеспечивающей автоподогрев соединения, позволяет формировать структуру металла, устойчивую против образования трещин.

Для получения требуемых свойств сварных соединений теплоустойчивых сталей при ремонте компонентов энергетического оборудования, работающего при температурах выше 540 °C, необходимо

Таблица 3. Механические свойства труб из теплоустойчивых сталей при температуре 20 °C [1]

Сталь	Термообработка	σ_b , МПа	σ_t , МПа	δ , %	ψ , %	KCU , Дж/см ²
			не менее			
12MX	Норм. 910–930 °C + отп. 670–690 °C	≥410	235	21	45	60
15XM	Норм. 930–960 °C + отп. 680–730 °C	450–650	240	21	50	60
12X1МФ	Норм. 950–980 °C + отп. 720–750 °C	450–650	280	21	55	60
15X1М1Ф	Норм. 1020–1050 °C + отп. 730–760 °C	500–700	320	18	50	50

димо применять сварочные материалы, обеспечивающие химический состав и структуру металла шва, близкие к основному металлу [8]. Так, для ремонтной сварки литьих деталей корпусного турбинного оборудования без последующей термообработки из сталей систем Cr–Mo и Cr–Mo–V рекомендованы и внедрены электроды ТМЛ-5 (тип Э-06Х1М) (ГОСТ 9467–75) [8–12]. Химический состав и механические свойства металла, наплавленного электродами марки ТМЛ-5, приведены в табл. 4. Эти электроды обеспечивают высокую трещиностойкость и оптимальное сочетание прочностных и пластических свойств наплавленного металла сварных соединений хромомолибденовых сталей. Поэтому при ремонтной сварке соединений этих сталей их также целесообразно использовать для сварки корневых швов и облицовки кромок, а дальнейшее заполнение разделки выполнять электродами марки ТМЛ-3У (тип 09Х1МФ).

Для оценки стойкости стали системы Cr–Mo–V против образования холодных трещин и определения необходимой температуры подогрева при ремонтной сварке электродами ТМЛ-3У были проведены исследования по методике Implant (метод вставок) [13]. Критерием трещиностойкости сварного соединения являлись максимальные (критические) напряжения в образцах до начала разрушения. При этом серьезное внимание было уделено также исследованию влияния послесварочного нагрева (отдыха) на трещиностойкость сварных соединений. Предварительно было изучено влияние условий проведения отдыха на содержание диффузационного водорода $[H]_{\text{диф}}$ в наплавленном металле. Учитывая, что его содержание в металле, наплавленном стандартными электродами ТМЛ-3У, находится на сравнительно низком уровне ($1,5\text{--}2,5 \text{ см}^3/100 \text{ г}$ металла по спиртовой пробе), представляет интерес оценка влияния отдыха на содержание $[H]_{\text{диф}}$ более высокой исходной концентрации. В связи с этим были изготовлены опытные электроды ТМЛ-3У, в покрытие которых специально введен мусковит, что обеспечивало повышенную концентрацию диффузационного водорода $[H]_{\text{диф}}$. После прокалки электродов при температуре 400°C в течение 1,5 ч его концентрация в наплавленном металле составляла $5,3 \text{ см}^3/100 \text{ г}$ металла по спиртовой пробе. Выдержка этих образцов наплавленного металла в течение 10 мин при различных температурах отдыха существенно снижает содержание $[H]_{\text{диф}}$ (рис. 2). При термическом отдыхе при температуре 250°C концентрация $[H]_{\text{диф}}$ находится на уровне $0,5 \text{ см}^3/100 \text{ г}$ металла, что способствует повышению трещиностойкости сварных соединений. Для оценки влияния отдыха на трещиностойкость при испытании по методу вставок после приварки образца к пластине выполняли нагрев опытного соединения с помощью электронагревателя сопротивления. Температуру контролировали хромель-алюмелевыми термопарами в приваренном состоянии. Под на-

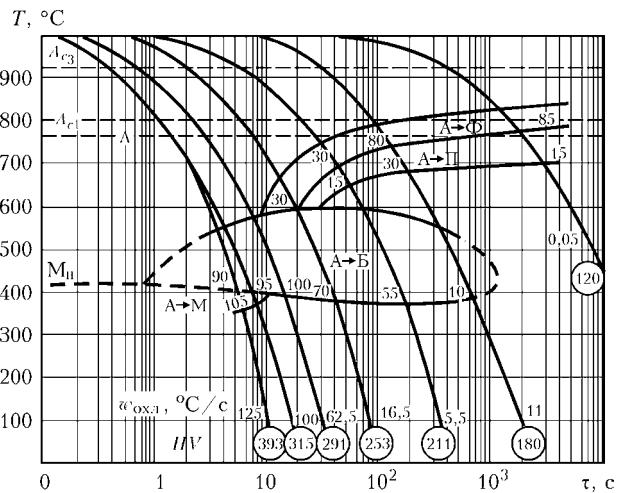


Рис. 1. Термокинетическая диаграмма превращения аустенита в стали 12Х1МФ [3]

грузкой образцы выдерживали до 24 ч. Испытания выполняли по этапам. Сначала испытывали соединения, сваренные без предварительного подогрева, для оценки уровня критических напряжений, превышение которых вызывает развитие замедленного разрушения. Далее выполняли цикл испытаний с применением термического отдыха в условиях нагружающего напряжения, превышающего критическое для подтверждения эффективности данной операции и установления параметров режима отдыха, необходимого для обеспечения стойкости против замедленного разрушения.

На рис. 3 представлены результаты испытаний сварных соединений без подогрева и дальнейшего термического отдыха. Проведенные исследования позволили установить, что критический уровень напряжений составляет около 150 МПа. Результаты изучения влияния послесварочного отдыха показали, что нагружающее напряжение 200 МПа из закритической области не вызывает развития разрушений из-за ослабленного влияния водородного фактора (рис. 2). Поэтому для инициирования разрушения дальнейшие исследования проводили

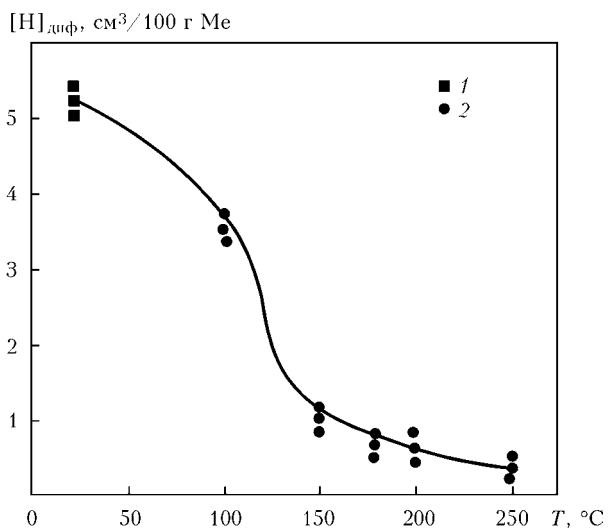


Рис. 2. Зависимость количества $[H]_{\text{диф}}$ в наплавленном металле от температуры нагрева без отдыха (1) и при отдыхе 10 мин (2)

Таблица 4. Химический состав и механические свойства металла сварных соединений сталей системы Cr-Mo-V [3]

Марка электрода (тип)	Химический состав, %						
	C	Si	Mn	S	P	Mo	Cr
	не более						
ТМЛ-5 (Э-06Х1М) (для сварки корневых проходов)	Требования по НД (металл шва)						
	0,065	0,25–0,4	0,5–0,7	0,025	0,025	0,45–0,6	0,55–0,80
ТМЛ-3У (Э-09Х1МФ) (для заполнения разделки)	Фактические значения (металл шва)						
	0,044**–0,05***	0,25–0,34	0,56–0,7	0,017–0,021	0,021–0,02	0,51–0,5	0,69–0,72
ТМЛ-3У (Э-09Х1МФ) (для заполнения разделки)	Требования по НД (металл шва)						
	0,08–0,12	0,15–0,4	0,5–0,9	0,025	0,030	0,4–0,6	0,80–1,25
ТМЛ-3У (Э-09Х1МФ) (для заполнения разделки)	Фактические значения (металл шва)						
	0,09	0,3	0,8	0,016	0,025	0,51	1,1

Окончание табл. 4

Марка электрода (тип)	Механические свойства, не менее				
	σ_b , МПа	σ_t , МПа	δ_5 , %	ψ , %	KCU , Дж/см ²
ТМЛ-5 (Э-06Х1М) (для сварки корневых проходов)	Требования по НД (металл шва)				
	550	350	18	60	88
ТМЛ-3У (Э-09Х1МФ) (для заполнения разделки)	Фактические значения (металл шва)				
	580	430	20	69	130****
ТМЛ-3У (Э-09Х1МФ) (для заполнения разделки)	Требования по НД (сварное соединение)				
	500	—	—	40	—
ТМЛ-3У (Э-09Х1МФ) (для заполнения разделки)	Фактические значения (сварное соединение)*				
	490*	—	16*	—	78,5*
ТМЛ-3У (Э-09Х1МФ) (для заполнения разделки)	Фактические значения (металл шва)				
	569	481	17	40	160

*Место разрушения — основной металл (сталь 12Х1МФ) в 6–8 мм от линии сплавления. **Диаметр электродов 3,0 мм. ***Диаметр электродов 4,0 мм. **** $KCU = 61$ Дж/см² при -20 °C, $KCU = 40$ Дж/см² при -40 °C.

под нагрузкой, соответствующей напряжению 400 МПа. Такое напряжение способствует разрушению. По полученным данным была построена обобщающая зависимость (рис. 4), которая устанавливает соответствие между температурой и продолжительностью термического отдыха, необходимого для обеспечения стойкости против замедленного разрушения. Данная зависимость может служить основой для выбора режима термического отдыха.

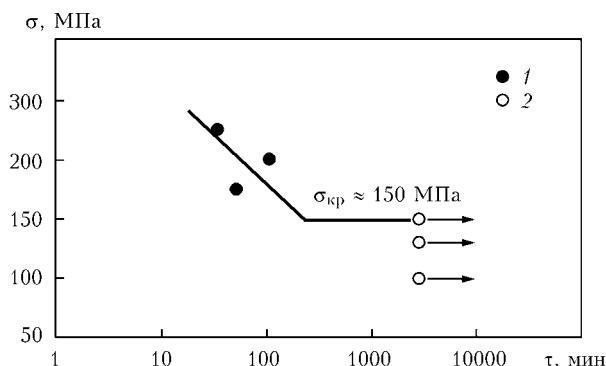


Рис. 3. Влияние напряжений на склонность сварных соединений стали 12Х1МФ к замедленному разрушению: 1 — с разрушением; 2 — без разрушения

С учетом того, что толщина закаленного слоя в сварном соединении, имеющем наибольшую склонность к образованию трещин (шов + зона закалки), составляет приблизительно 5 мм, по рис. 4 можно ориентировочно оценить необходимые условия.

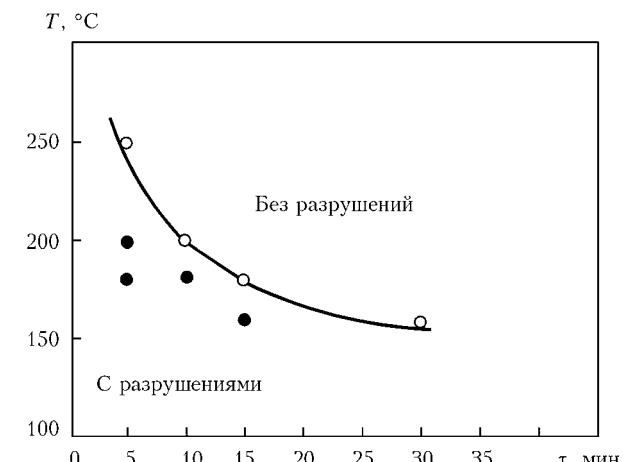


Рис. 4. Влияние температуры и продолжительности термического отдыха на склонность сварных соединений стали 12Х1МФ к замедленному разрушению при нагружающем напряжении $\sigma = 400$ МПа

мую продолжительность отдыха в зависимости от выбранной температуры. Так, минимальная продолжительность выдержки соединений реальной толщины может определяться в соответствии с такими показателями: 250 °C – 1 мин/мм; 220 °C – 1,5 мин/мм; 200 °C – 2 мин/мм; 180 °C – 3 мин/мм. Например, для соединения с толщиной 40 мм минимальная продолжительность отдыха при 180 °C должна составлять не менее 120 мин, при 200 °C – не менее 80, при 250 °C – не менее 40 мин.

Таким образом, полученные результаты подтверждают высокую эффективность послесварочного отдыха для обеспечения стойкости сварных соединений против замедленного разрушения. При этом не наблюдаются фазовые превращения, но создаются благоприятные условия для удаления диффузационного водорода из зоны сварки [14, 15].

Поскольку уровень остаточных сварочных напряжений является одним из составных факторов, определяющих трещиностойкость сварных соединений, проведены исследования влияния температуры послесварочного нагрева (отдыха и термической обработки) на степень релаксации напряжений в соответствии с методикой, предложенной НПО «ЦКТИ» им. И.И. Ползунова [16]. Образец сварного соединения из стали 12Х1МФ размером 12×14×210 мм устанавливали на опору специального приспособления, изготовленного из жаропрочного никелевого сплава, и нагружали до заданного напряжения на участке чистого изгиба (рис. 5). Напряжение измеряли в зависимости от прогиба f с помощью индикатора, крепящегося на съемной пластине. После нагружения и измерения упругого прогиба приспособление вместе с нагруженным образцом на определенное время помещали в печь, нагретую до заданной температуры. После выдержки в печи образцы охлаждали до комнатной температуры и на них повторно измеряли прогиб f . По разнице прогибов подсчитывали

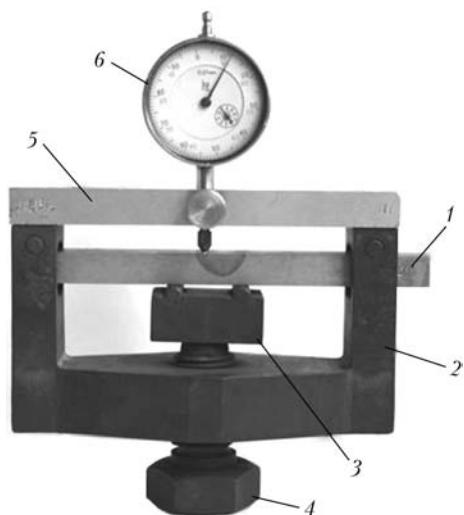


Рис. 5. Схема приспособления для нагружения образца при релаксационных испытаниях: 1 – образец; 2 – сварная станина; 3 – опора; 4 – нагружающий винт; 5 – съемная пластина для крепления индикатора; 6 – индикатор

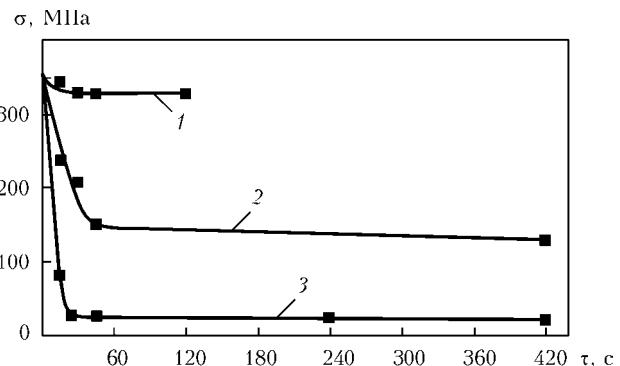


Рис. 6. Зависимость релаксации напряжений в образцах сварных соединений от температуры (1 – 250; 2 – 545; 3 – 750 °C) и времени выдержки

пластические деформации в образцах и релаксацию напряжений в зависимости от времени пребывания в печи при заданной температуре и заданной нагрузке. Результаты исследования приведены на рис. 6 и 7. Установлено, что термический отдых исследуемых образцов независимо от времени выдержки при температуре 250–350 °C практически не оказывает влияния на релаксацию напряжений. Однако при температуре эксплуатации 545 °C в сварных соединениях падение напряжения может снижаться до уровня ниже 150 МПа. Такая склонность сварных соединений сталей системы Cr–Mo–V к релаксации при температуре эксплуатации дает реальную возможность, в случае сложности проведения послесварочного высокого отпуска (730–750 °C), применять только термический отдых. Дальнейшая эксплуатация котлоагрегата при рабочей температуре 545 °C способствует значительному снятию остаточных сварочных напряжений. Однако релаксация остаточных напряжений при температуре эксплуатации значительно ниже, чем после высокого отпуска (рис. 6). Поэтому отремонтированные узлы котлоагрегатов без последующего высокого отпуска могут работать с ограниченным ресурсом. После проведения очередного обследования и технической диагностики принимается решение о дальнейшей эксплуатации.

Результаты выполненных исследований позволили рассмотреть вопрос о возможности выполнения ремонтной сварки без последующей термообработки при заварке повреждений на деталях котлоагрегатов в стационарных условиях. Объектом ремонта по предложенной технологии сварки был

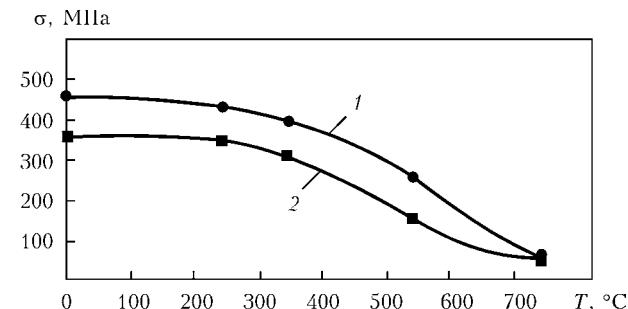


Рис. 7. Зависимость релаксации напряжений от температуры при кратковременной нагрузке ($\sigma = \sigma_r$) (1) и термическом отдыхе 60 мин при $\sigma = 0,8 \sigma_r$ (2)

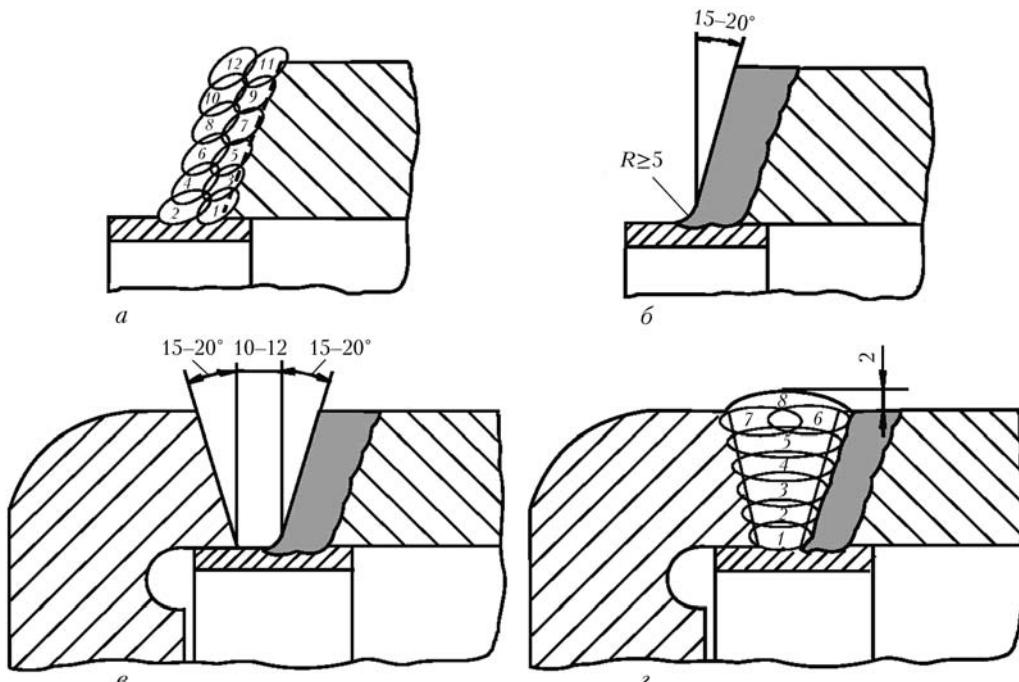


Рис. 8. Система последовательности выполнения ремонта коллектора: *а* — предварительная многослойная наплавка торца коллектора кольцевыми валиками с их последовательным выполнением; *б* — форма разделки после механической обработки предварительной наплавки; *в* — сборка под сварку стыка донышка с коллектором; *г* — заполнение разделки многопроходной сваркой

выбран коллектор подогревателя из стали 12Х1МФ с наружным диаметром 273 мм и толщиной стенки 36 мм. Повреждение в виде кольцевой трещины образовалось от концентратора напряжений (в углу корневого шва на подкладном кольце) и распространилось вверх по шву и зоне крупного зерна ЗТВ до выхода наружу. Для принятия технического решения о возможности проведения ремонтной сварки без последующей термообработки предварительно была выполнена аттестация предложенной технологии. Аттестационные испытания [17] проводили на модели коллектора с натурной толщиной стенки. После проведения механической обработки торца коллектора под предварительную наплавку кромки выполнен контроль методом МПД на отсутствие трещин. Подкладное кольцо с наружной стороны было прихвачено к кромке торца с подогревом 250–300 °С. Предварительную двухслойную наплавку на торец коллектора (рис. 8, *а*) выполняли с подогревом 250–300 °С многослойным способом кольцевыми валиками толщиной 4–5 мм и шириной 15–20 мм электродами типа ТМЛ-5. Первый слой выполнен электродами диаметром 3,0 мм ($I_{\text{св}} = 90 \div 120$ А), второй слой — электродами диаметром 4 мм ($I_{\text{св}} = 120 \div 160$ А). После этого поверхность наплавки подвергли обработке абразивным инструментом до получения необходимого размера и формы кромки (рис. 8, *б*) с оценкой качества методами ВИК, УЗД, МПД и измерением на твердость. Затем производили сборку стыка коллектора с донышком (рис. 8, *в*) на подкладном кольце.

Подогрев при сборке и сварке коллектора с донышком составлял 250–300 °С. Первые два корневых шва сваривали электродами ТМЛ-5 диамет-

ром 3,0 мм ($I_{\text{св}} = 90 \div 120$ А), которые в результате пониженного содержания углерода и хрома, а также отсутствия ванадия позволяют получить более пластичный наплавленный металл. Это предотвращает вероятность образования надрывов в корне шва и обеспечивает высокую трещиностойкость сварных соединений. Дальнейшее заполнение разделки (рис. 8, *г*) выполняли электродами ТМЛ-3У диаметром 4,0 мм ($I_{\text{св}} = 130 \div 180$ А). Сразу же после сварки для эвакуации диффузионно-подвижного водорода и повышения трещиностойкости производили полный термический отвод сварного соединения при температуре 250 °С в течение 2,5 ч. После чего медленно охлаждали зоны ремонтной сварки до температуры 50–70 °С путем укутывания места ремонта асбестовой тканью. Далее наружную поверхность кольцевого шва обрабатали механическим способом до получения требуемой формы соединения (рис. 8, *в*). Заключительной операцией был неразрушающий контроль качества. Качество ремонта оценивали визуальным контролем, ультразвуковым контролем и травлением поверхности 15 % раствором азотной кислоты для выявления поверхностных дефектов. Проведенный контроль качества аттестационного стыка не выявил каких-либо дефектов в сварном соединении.

Исследования механических свойств показали, что предел прочности сварного соединения при испытаниях образцов на растяжение находится в пределах 490–560 МПа, а ударная вязкость наплавленного металла составляет 120–160 Дж/см², что соответствует требованиям к основному металлу этой стали ($\sigma_b = 440 \div 588$ МПа и $a_h \geq 98$ Дж/см²).

Проведенные металлографические исследования макро- и микроструктуры, установили отсутствие дефектов в металле шва и ЗТВ. Твердость металла шва составляет HB 180 при допустимых значениях снижения для стали 12Х1МФ средней твердости до HB 140 и повышении не более HB 270.

Таким образом, проведенные аттестационные испытания ремонтной заварки на коллекторе из стали 12Х1МФ по разработанной технологии показали положительные результаты, что позволило принять техническое решение и рекомендовать предложенную технологию ремонтной сварки для коллектора из стали 12Х1МФ.

Выводы

1. Исследована свариваемость и разработана технология ремонтной сварки типичной теплоустойчивой стали 12Х1МФ, широко применяемой при изготовлении котлоагрегатов ТЭС и ТЭЦ.

2. Для ремонта поврежденных узлов и деталей котлоагрегатов из теплоустойчивых сталей, в случае невозможности проведения высокого отпуска на действующих ТЭЦ и ТЭС, может использоваться предварительный и сопутствующий подогрев совместно с послесварочным низкотемпературным отпуском. Дальнейшая эксплуатация при рабочей температуре 545 °C способствует снижению остаточных сварочных напряжений (до уровня порядка 150 МПа), что позволяет продлить ресурс отремонтированного котлоагрегата на ограниченный срок до очередного обследования.

1. Хромченко Ф.А. Ресурс сварных соединений паропроводов. — М.: Машиностроение, 2002. — 352 с.

2. Мелехов Р.К., Похмурський В.І. Конструкційні матеріали енергетичного обладнання. — К.: Наук. думка, 2003. — 373 с.
3. Анохов А.Е., Корольков П.М. Сварка и термическая обработка корпусного энергетического оборудования при ремонте. — Киев: Екотехнологія, 2003. — 88 с.
4. Анохов А.Е., Хромченко Ф.А., Федина И.В. Новая технология ремонтной сварки литых деталей из хромомолибденовых сталей без термической обработки // Свароч. пр-во. — 1986. — № 10. — С. 15–17.
5. Макаров Э.Л. Холодные трещины при сварке легированных сталей. — М.: Машиностроение, 1981. — 247 с.
6. Шоршоров М.Х., Чернышева Т.А., Красовский А.И. Испытания металлов на свариваемость. — М.: Металлургия, 1972. — 240 с.
7. Шоршоров М.Х., Белов В.В. Фазовые превращения и изменения свойств стали при сварке. — М.: Наука, 1972. — 119 с.
8. Хромченко Ф.А. Сварочные технологии при ремонтных работах. — М.: Интермет Инжиниринг, 2005. — 368 с.
9. РД 108.021. 112–88. Исправление дефектов в литых корпусных деталях турбин и арматуры методами заварки без термической обработки. — М., 1988. — 15 с.
10. Анохов А.Е., Ганиев Ф.Б., Корольков П.М. Совершенствование технологий ремонтной сварки и термообработки — основа продления ресурса паровых турбин // Монтаж и спец. работы в стр-ве. — 2003. — № 7. — С. 7–11.
11. Анохов А.Е., Корольков П.М. Сварка и термическая обработка в энергетике. — Киев: Екотехнологія, 2006. — 319 с.
12. Ремонтная сварка корпусных деталей турбин из теплоустойчивых сталей без последующей термообработки / А.К. Царюк, В.Д. Иваненко, В.В. Волков и др. // Автомат. сварка. — 2009. — № 12. — С. 41–46.
13. Касаткин Б.С., Бреднев В.И., Волков В.В. Методика исследования кинетики деформаций при замедленном разрушении // Там же. — 1981. — № 11. — С. 13.
14. Козлов Р.А. Водород при сварке корпусных сталей. — Л.: Судостроение, 1969. — 175 с.
15. Козлов Р.А. Сварка теплоустойчивых сталей. — Л.: Машиностроение, 1986. — 160 с.
16. Демянцевич С.В., Земзин В.Н. Методика оценки склонности сварных соединений к образованию трещин при термической обработке // Тр. ЦКТИ. — 1979. — № 169. — С. 22–27.
17. РТМ-1с-89. (РД 34 15.027–89). Сварка, термообработка и контроль трубных систем котлов и трубопроводов при монтаже и ремонте оборудования электростанций. — М.: Энергоиздат, 1989. — 208 с.

ПРОЕКТ 5.3

Оцінка залишкового ресурсу барабанів котлів ТП-100 та ТГМЕ-464 для енергоблоків потужністю 200 МВт ТЕС та 100 МВт ТЭЦ з метою подовження терміну їх експлуатації

УДК 621.165;621.438

ОЦЕНКА ОСТАТОЧНОГО РЕСУРСА БАРАБАНОВ КОТЛОВ ТП-100 И ТГМЕ-464А ДЛЯ ЭНЕРГОБЛОКОВ МОЩНОСТЬЮ 200 МВт ТЭС И 100 МВт ТЭЦ С ЦЕЛЬЮ ПРОДЛЕНИЯ СРОКА ИХ ЭКСПЛУАТАЦИИ

Акад. НАН Украины **Ю.М. МАЦЕВИТЫЙ, Н.Г. ШУЛЬЖЕНКО**, д-р техн. наук, **В.Н. ГОЛОЩАПОВ**, канд. техн. наук
(Ин-т проблем машиностроения им. А.Н. Подгорного НАН Украины)

Рассмотрены условия работы барабанов котлов большой мощности, выполнена расчетная оценка их остаточного ресурса при инструкционных условиях эксплуатации.

Ключевые слова: барабаны котлов, поврежденность материала, термонапряженное состояние, граничные условия теплообмена, остаточный ресурс

На тепловых электростанциях Украины эксплуатируется 43 энергоблока мощностью 200 МВт с котлами ТП-100 барабанного типа. На крупных теплоэлектроцентралях (ТЕЦ) (Киевская ТЭЦ-5, Харьковская ТЭЦ-5 и ряд других) эксплуатируются блоки мощностью 100 / 120 МВт с газомазутными котлами ТГМЕ-464, на которых установлены барабаны. Практически все блоки мощностью 200 МВт и менее, а также теплоэлектростанций (ТЭС) и ТЭЦ с поперечными связями оснащены котлоагрегатами барабанного типа.

К настоящему времени на крупных ТЭС Украины одиннадцать энергоблоков имеют наработку более 300 тыс. ч. Среди них на двух блоках Змиевской ТЭС наработка превысила 310 тыс. ч, на трех блоках Приднепровской ТЭС – 315 тыс. ч, на блоке Добротворской ТЭС – 316 тыс. ч.

Подавляющее большинство эксплуатируемых на ТЭС Украины котлов с барабанами на высокие параметры (блоки 200 МВт с котлами ТП-100 имеют давление пара 12,75 МПа и температуру 540 °C) изготовлены из сталей марок 16ГНМ, 16ГНМА. Сталь марки 16ГНМА используется для барабанов высокого давления, вводимых в эксплуатацию начиная с 1967 г. По данным статьи [1] барабаны «лидеры», изготовленные из стали 16ГНМ и эксплуатируемые на электростанциях Российской Федерации, наработали по 360–380 тыс. ч, остальные барабаны котлов ТП-100 и ТГМЕ-464 в Украине – по 240–315 тыс. ч.

Согласно инструкции о порядке продления сроков эксплуатации [2] одно- и двухбарабанных котлов высокого давления, изготовленных из стали

16ГНМ (контрольная группа А), введен парковый ресурс, равный 250 тыс. ч, а для однобарабанных котлов, барабаны которых выполнены из стали 16ГНМА (контрольная группа 4А), парковый ресурс составляет 300 тыс. ч и для контрольной группы 4Б – 250 тыс. ч.

Продление срока эксплуатации сверх паркового ресурса проводится на основании положительных результатов технического диагностирования, расчетов на прочность и по оценке остаточного ресурса.

С учетом конструктивных особенностей барабанов высокого давления, условий их эксплуатации, уровня наработки и индивидуально выполненных ремонтных операций по снижению поврежденности, а также результаты диагностирования разработаны методики и выполнены расчетные исследования термопрочности и ресурса барабанов котлов с учетом изменения свойств металла обечаек барабана и металла сварных швов.

Конструктивные особенности барабанов котлов ТП-100 и ТГМЕ-464. Барабаны указанных котлов представляют собой цилиндры, изготовленные в заводских условиях с помощью автоматической сварки из листовой стали (котел ТП-100 – из стали марки 16ГНМ, котел ТГМЕ-464 Харьковской ТЭЦ-5 – из стали 16ГНМА). К цилинду приварены кованые днища с лазами, закрываемыми крышками изнутри. Конструктивные данные барабанов следующие:

Тип котла	ТП-100	ТГМЕ-464
Длина цилиндрической части, мм	21000	20500
Полная длина, мм	22700	21000
Внутренний диаметр, мм	1800	1600
Толщина стенки, мм	92	112
Масса барабана, т	113	112

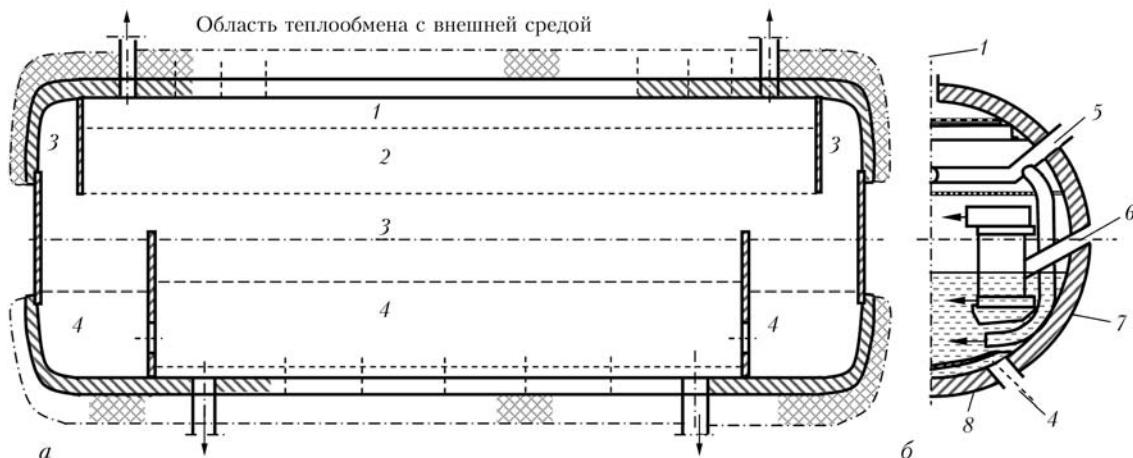


Рис. 1. Распределение граничных условий на внутренней поверхности барабана: *а* — профильный; *б* — поперечный разрез; 1 — сухой насыщенный пар; 2 — влажный пар с пониженной влажностью (коэффициент влажности 6–8 %); 3 — влажный пар (коэффициент влажности 15–20 %); 4 — котловая вода; 5 — питательная вода; 6 — пароводяная смесь; 7 — участок 4A; 8 — участок 4B

Расчетное давление в барабане, МПа (кг/см ²)	15,2 (155)	15,2 (155)
--	------------	------------

Температура насыщенного пара, °C	343	343
----------------------------------	-----	-----

Конструкция внутренней части этих барабанов схематично представлена на рис. 1. По вертикали объем разделен на водяной (рабочий уровень воды ниже осевой линии на 200 мм для барабана котла ТП-100 и на 170 мм — для котла ТГМЕ-464) и паровой, где установлены промывочные листы, на которые подается 50 % питательной воды, а также жалюзийный сепаратор с дырчатым листом над ним. Из верхней части парового объема осуществляется отвод пара.

В водяном объеме устанавливаются циклонные сепараторы (циклоны), в которых производится отделение пара от пароводяной смеси, поступающей из паровых коллекторов котла.

Половина питательной воды проходит по трубам из раздаточного коллектора на успокоительную решетку, помещенную над входными отверстиями опускных труб. Там же размещены два паропровода для подачи греющего пара в котельную воду при прогреве барабана на первом этапе пуска. Внутреннее пространство барабана разделено в осевом направлении на два крайних соленых отсека и центральный (чистый) отсек, в который подается питательная вода.

Питательная вода подается в котел насосами с электроприводом. Она предварительно нагревается до температуры 240 °C перед водяным экономайзером в регенеративной установке турбины. Затем она, нагретая до 268 °C, поступает в конденсационную установку, где подогревается теплом продувок из соляных отсеков до 270 °C, дальше — в котел. Насыщенный пар с температурой 343 °C при рабочем давлении 155 кгс/см² (15,20 МПа), поступает из барабана в первичный пароперегреватель.

Целью проведения расчетных исследований прочности элементов барабана и его корпуса с уч-

том их теплового состояния является оценка накапленной поврежденности металла в процессе эксплуатации и возможности дальнейшей эксплуатации конструкции [2].

Основными циклическими режимами работы котельных барабанов, при которых может происходить повреждение металла, являются тепловые удары, гидравлические испытания, опрессовка котла (проверка на прочность при рабочем давлении), гидравлические испытания при давлении, в 1,25 раза превышающем рабочее, изменение температур стенки барабана при работе котла на стационарном режиме [3].

Под тепловым ударом понимаются режимы со скачкообразным изменением температуры среды в барабане (например, заполнение питательной водой неостывшего барабана и т. п.), характеризуемые быстрым изменением температуры стенки барабана. Количество пусков—остановов, тепловых ударов и гидроиспытаний при давлении в 1,25 раза большем, чем рабочее, а также для других циклических режимов регламентируется эксплуатационной документацией. При отсутствии данных о количестве тепловых ударов и опрессовок при рабочем давлении они принимаются равными соответственно 0,08 и 1,0 количества пусков—остановов.

Частота термоциклизации барабана ω в период работы котла определяется перемешиванием в барабане котельной и питательной воды. Она связывается с параметром интенсивности смены воды в барабане [2] следующим образом:

$$\omega = \frac{D(1 - m)}{V_{BD}} V',$$

где D — паропроизводительность котла, т/ч; m — величина, обратная кратности циркуляции; V_{BD} — водяной объем барабана при номинальном расходе пара D , м³; V' — паровой объем барабана, м³.

Для основных типов паровых котлов с барабанами ω изменяется от 2,9 до 11,4 т/ч.

Амплитуда напряжений, развивающихся при пуске–останове котла и его гидроиспытаниях, определяется с учетом конкретной скорости нагрева (охлаждения) барабана путем суммирования температурных напряжений и напряжений от внутреннего давления.

Амплитуда напряжений $\sigma_a^{\text{ТУ}}$ при тепловом ударе определяется так [4]:

$$\sigma_a^{\text{ТУ}} = 2E\alpha_i\Delta T,$$

где E — модуль упругости металла барабана; α_i — относительный коэффициент линейного расширения металла; ΔT — температурная разность при тепловом ударе на поверхности металла.

Перепад температуры среды, омывающей стенку барабана, при термоциклировании (20°C) принимается равным 100°C , если отсутствуют данные по тепловым ударам [2].

Покрытие разуплотненного графика электрических нагрузок привело к необходимости работы энергоблоков на частичных нагрузках, т. е. к более частым изменениям паропроизводительности и параметров рабочей среды котла.

Анализ условий работы котлов в составе энергоблоков показал, что колебания температуры металла у внутренней поверхности барабана могут составить $5\text{--}20^\circ\text{C}$. При этом возникают термические напряжения $20\text{--}80 \text{ МПа}$ при частоте их изменения от $0,3$ до $0,02 \text{ с}^{-1}$. За 100 тыс. ч работы суммарное количество может достигать $5\cdot10^6\text{--}1\cdot10^8$, их наложение на высокие растягивающие напряжения от внутреннего давления (с учетом концентрации) формирует цикл с резкой асимметрией [4].

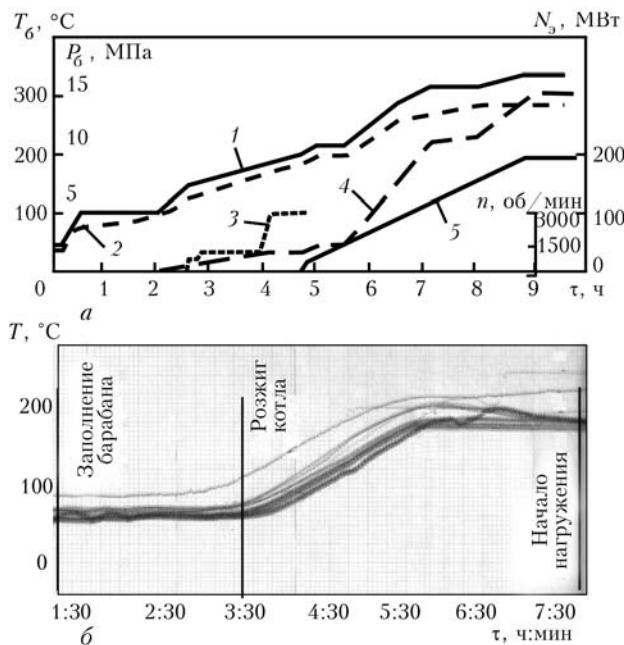


Рис. 2. Изменение характеристик (а) и температуры на поверхности корпуса барабана (б) при пуске блока № 2 Змиевской ТЭС из холодного состояния: 1 — температура пара; 2 — температура котловой воды; 3 — частота вращения ротора n ; 4 — давление на выходе из барабана; 5 — мощность турбины N_3 .

При наложении на основной цикл нагружения дополнительных напряжений, возникающих в режиме регулирования частоты и мощности энергосистемы, возможны изменения нагрузки котла на $8, 25$ и 30% с варьированием давления в барабане на $0,25, 0,55$ и $0,66 \text{ МПа}$ со скоростью от $0,1$ до $0,2 \text{ МПа/мин}$, причем количество указанных изменений в сутки будет составлять соответственно $30, 12$ и $3,0$. Такой характер изменения нагрузки требует проведения расчетных исследований ее влияния на срабатывание ресурса барабана.

Основной цикл нагружения барабана котла определяется графиками пуска энергоблока из холодного, неостывшего и горячего состояний с учетом предпусковой подготовки: заполнения барабана котла; предварительного парового подогрева котельной воды; розжига горелок; набора вакуума и другими операциями. При этом учитывается время простоя блока и степень остывания барабана.

На рис. 2, а приведен график пуска блока мощностью 200 МВт с котлом ТП-100 из холодного состояния, а на рис. 2, б — результаты термометрирования барабана котла (точки 4Б, 6Л — низ барабана, точке 8Л — верх барабана). Результаты термометрирования барабана использованы для определения его напряженного состояния.

Границные условия на внутренней поверхности барабана. Для определения граничных условий (ГУ) теплообмена на внутренней поверхности барабана (коэффициента теплоотдачи и температуры среды) поверхность условно разделяется на четыре области (рис. 1, а), исходя из конструкции внутренних элементов. В области 1 граничные условия формируются с учетом следующих факторов: струйного натекания на поверхность сухого насыщенного пара; в области 2 — движения пара с пониженной влажностью, проходящего через слой питательной воды на промывочных листах; в области 3 — влажного пара, выходящего из сепараторов и создающего сложные паровые потоки, взаимодействующие друг с другом и со стенками корпуса барабана; в области 4 — влияния котловой воды, в которую попадают струи из отверстий, промывочных щитов и примерно 50% питательной воды из труб, выведенных над успокоительной решеткой. Поверхность теплообмена разделена на участки над успокоительной решеткой 4А и под успокоительной решеткой 4Б. Формирование ГУ в продольном направлении барабана определяется перегородками, разделяющими соленые отсеки от чистого отсека и область сухого пара от влажного.

На наружной поверхности барабана моделируется процесс теплообмена с внешней средой — процесс отвода тепла конвекцией и лучистым теплообменом от наружной поверхности изоляции к цеховому воздуху. Учитываются особенности движения рабочей среды на каждом участке поверхности, коэффициенты теплоотдачи α_i , вычислялись с привлечением соответствующих критериальных уравнений [5]. Так, например, в области 1 значе-

ние $\alpha_{\text{ср}}$ достигало $4603 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$, температуры $T_s = 346^\circ\text{C}$ при рабочем давлении $P_s = 15,2 \text{ МПа}$ ($155 \text{ кгс}/\text{см}^2$), что соответствовало номинальному режиму работы энергоблока; в области 2 — $\alpha_2^L = 56,4 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ при ламинарном режиме движения пограничного слоя и $\alpha_2^T = 123,6 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ при турбулентном режиме; в области 3 при кратности циркуляции от 16 до 18 и поступлении влажного пара с учетом экранирования коробами циклонов поверхности корпуса барабана $\alpha_3^L = 69,4 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$.

На поверхности 4 барабана, омываемой котловой водой, происходит движение среды вдоль поверхности, создаваемое притоком питательной воды и стоком после перемешивания ее с котельной. Согласно принятой схеме движения котельной воды $\alpha_4^A = 2204,5 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$, температура воды $T_4^A = 336^\circ\text{C}$, $\alpha_4^B = 1811 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$, температура воды $T_{IV}^B = 27^\circ\text{C}$.

В соответствии с режимами работы котла при пусках из различных тепловых состояний определены значения коэффициента теплоотдачи и температуры в разные моменты времени, которые затем использованы при определении теплового и термонапряженного состояний барабана.

Для построения расчетной модели барабана применяли его конструктивные размеры и учитывали параметры пара, изменяющиеся при пуске, стационарном тепловом состоянии, переходных режимах, останове и остывании.

Сварной барабан котла ТП-100 длиной 21 м и толщиной стенки 0,092 м с овальными днищами (с круглыми лазами диаметром 0,45 м) опирается на две симметрично расположенные опоры, расстояние между которыми равно 18 м. Расчетное давление пара в барабане при номинальной паропроизводительности составляет 15,2 МПа, температура насыщенного пара — 343, температура питательной воды, подаваемой в барабан, — 270°C . Средний уровень воды в барабане расположен на 0,2 м ниже геометрической оси. Масса барабана равняется 113, а масса внутренних устройств — 10,86 т.

Предварительное расчетное исследование барабанов котлов ТП-100 и ТГМЕ-464 по определению напряжений выполнено с помощью программного комплекса ANSIS с учетом давления пара, собственной массы и массы котельной воды.

Дискретизация на двадцатиузловые конечные элементы с узлами в вершинах шестигранников и на средней части ребер для симметричной части барабана составила 187458 конечных элементов, содержащих 845131 узел.

Напряженное состояние, создаваемое давлением пара, близко к осесимметричному. Максимальные эквивалентные напряжения σ_i от давления возникают в овальных днищах при переходе с малого радиуса на большой и составляют 221 МПа на внутренней поверхности.

Учет собственной массы создает осесимметричное трехмерное напряженное состояние с максимальными осевыми напряжениями $\sigma_Z^{\max} = 7,3 \text{ МПа}$ посередине барабана и в нижних волокнах. При этом эквивалентное напряжение в средней части барабана составляет 152,5, окружное — 159 МПа. Остаточные напряжения в районе сварочных швов обечаек снимались путем отжига барабана и были неконтролируемыми.

Гидростатические испытания барабанов проводили при давлении 19,0 МПа и температуре не выше $30\text{--}40^\circ\text{C}$, когда вязкость материала сильно понижается [6], и коэффициент концентрации $K_{1C} = 68,7 \text{ МПа}\cdot\text{м}^{0,5}$ (при 40°C) [3], что при наличии остаточных напряжений в сварочных швах и мартенситной структуре охрупченного материала может создавать предпосылки для хрупкого разрушения барабана при гидроиспытаниях [7].

Из-за неудобства пользования декартовой системой координат основное расчетное исследование выполнено с привлечением программного комплекса, построенного на применении полуаналитического метода конечных элементов с использованием цилиндрической системы координат [8].

Полуаналитический метод конечных элементов основан на том, что в меридиональном сечении перемещение тела представлено с помощью узлов конечных элементов, а в окружном направлении — рядами Фурье. Методическое обеспечение для исследования теплового и напряженного состояния барабанов котлов позволяет учитывать физическую нелинейность, зависимость свойств материала от температуры, изменяющиеся во времени смешанные граничные условия [8]. Нестационарные задачи теплопроводности и термомеханики решали с дискретизацией во времени. В качестве конечных элементов в меридиональном сечении использовали выпуклые четырехугольники с полилинейной аппроксимацией перемещений.

При решении задачи термомеханики учитывали упругие, температурные и пластические деформации на основе теории течения анизотропного упругонеупругого состояния. Для определения напряженно-деформированного состояния в конце временного шага решали краевую задачу с использованием вариационного уравнения Лагранжа в приращениях. Все параметры начала шага принимали известными.

Результаты расчетного исследования барабана котла ТП-100. Расчетная схема барабана приведена на рис. 3. На рис. 3, а показана симметричная часть меридионального сечения барабана с дискретизацией его на конечные элементы, на рис. 3, б, — фрагмент днища барабана, на рис. 3, в — поперечное сечение барабана в районе опоры. Толщина стенки разбита на шесть конечных элементов, теплоизоляция по толщине — на три. В плоскости $Z = 0$ используются граничные условия симметрии.

Изнутри барабан нагружен давлением пара и массой котловой воды. Учитывается масса корпуса

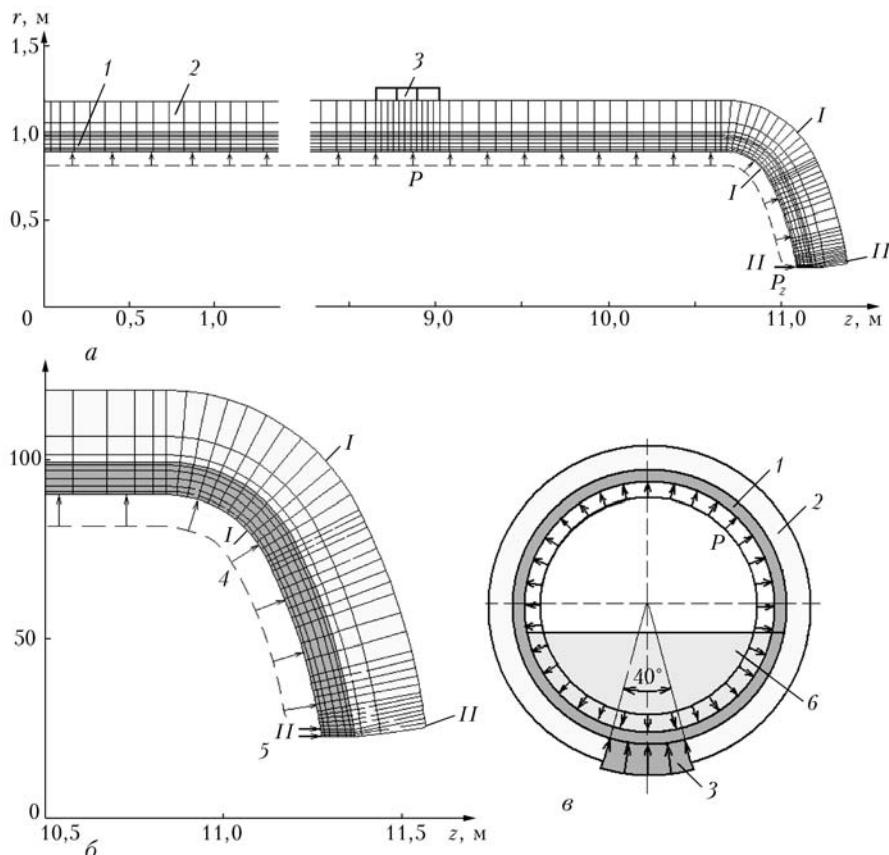


Рис. 3. Расчетная схема барабана для определения термонапряженного состояния: 1 — корпус; 2 — изоляция; 3 — опора; 4 — внутреннее давление пара; 5 — усилие от крышки P_z ; 6 — вода; r — радиус; z — длина барабана

барабана и содержащегося в нем оборудования, которая уравновешена распределенным давлением со стороны опор. На внутреннюю кольцевую поверхность барабана в области лаза со стороны крышки передается давление, действующее внутри барабана. При давлении 15,2 МПа и ширине кольца 20 мм это контактное давление составляет 99 МПа.

Материал барабана — сталь 16ГНМ, для которой заданы теплофизические и механические характеристики в диапазоне изменения температуры от 20 до 400 °C. Плотность материала изоляции принята $\rho = 50 \text{ кг/m}^3$, теплопроводность $\lambda_{\text{изол}} = 0,045 \text{ Вт/(м·К)}$.

Пуск из холодного состояния может быть разбит на два этапа: длительность первого — 2 ч до начала режима розжига котла и второго — 8 ч до выхода на номинальное давление пара (15,2 МПа).

На рис. 4 приведено изменение интенсивности напряжений σ_i в центральной части корпуса барабана (сечение $Z = 0$, рис. 3). На первом этапе пуска уровень σ_i в стенке корпуса в области парового пространства ($\phi = 0^\circ, 100^\circ$) на внутренней и внешней поверхностях соответствует деформации кратковременного изменения растяжения на наружной поверхности нижней образующей (водяное пространство).

Существенный рост значения σ_i отмечен при повышении давления в барабане, который продол-

жался до достижения стационарного состояния с формированием максимальных напряжений. Максимальные значения σ_i на внутренней поверхности следующие: в центральной зоне ($Z = 0$) — 160 МПа, в торосферической (сечение I) — 250 МПа, в зоне лазового отверстия — 290 МПа; на наружной поверхности в центральной зоне — 135 МПа, в торосферической — 70 МПа, у лазового отверстия — 560 МПа.

В зоне лазового отверстия на наружной поверхности барабана, где интенсивность условно упругих напряжений 560 МПа существенно превышает предел упругости ($\sigma_{0,2} = 370\text{--}385 \text{ МПа}$ при $T = 350^\circ\text{C}$), возникают пластические деформации (рис. 5). Упругопластический расчет показывает, что интенсивность пластических деформаций ε_i в этой зоне достигает 0,13 % при $\sigma_i = 376 \text{ МПа}$. Следует отметить, что зона пластических деформаций носит узколокальный характер и ее появление не угрожает несущей способности конструкций.

Опрессовка барабана при рабочем давлении водой, имеющей температуру 20 °C, показала, что интенсивность напряжений не превышает их значений при работе барабана на номинальном режиме во всех рассмотренных сечениях. Так, в сечении II (лазовое отверстие на внутренней поверхности) σ_i составляет 202, на наружной — 497 МПа и практически одинакова в окружном направлении. При этом условные упругопластические на-

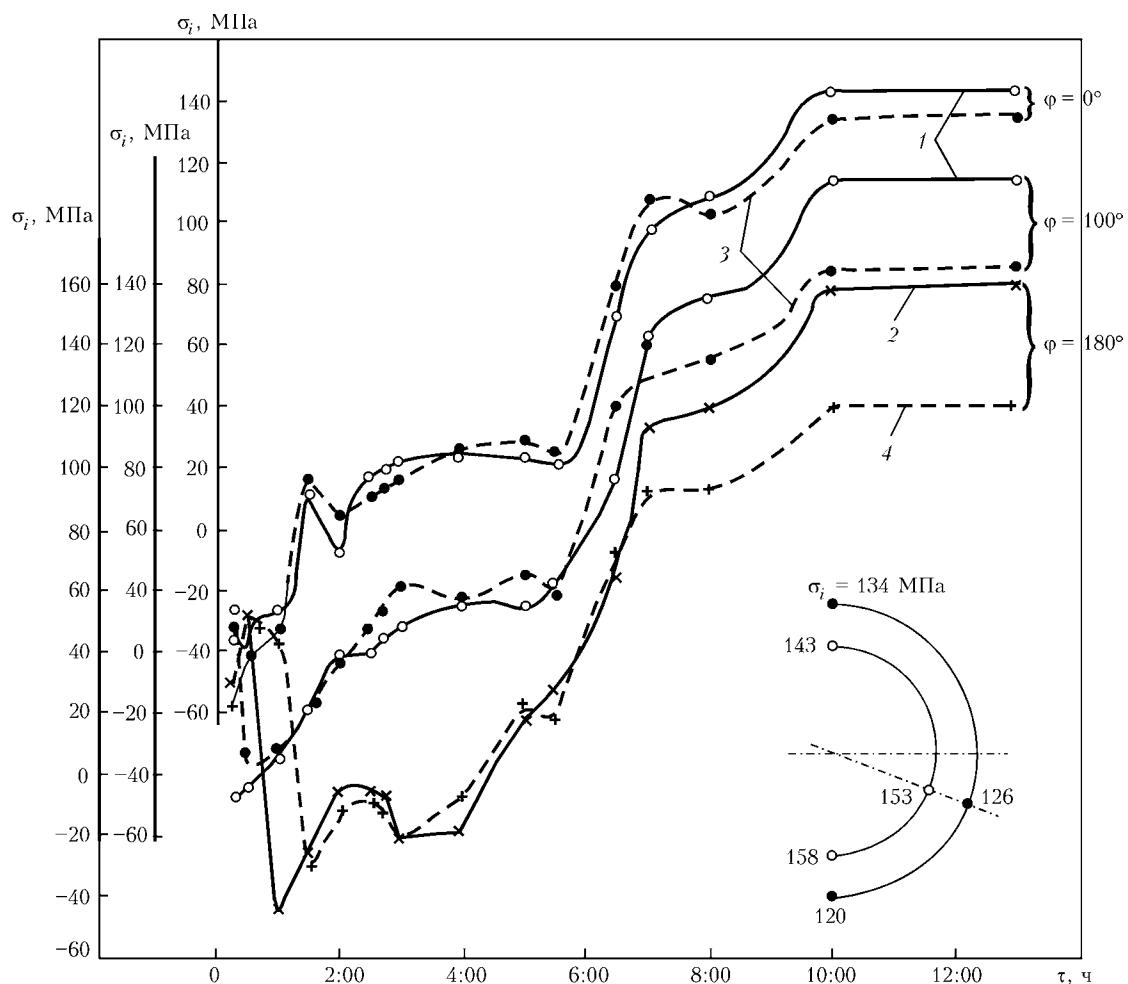


Рис. 4. Изменение интенсивности напряжений на поверхностях корпуса барабана в сечении $Z = 0$: 1, 2 — внутренняя; 3, 4 — внешняя поверхности; знак (—) принят по максимальному абсолютному значению компоненты тензора напряжений, соответствующему деформации сжатия

напряжения превышают предел упругости ($\sigma_{0,2} = 460$ МПа при $T = 20$ °C), а интенсивность пластических деформаций достигает 0,055 % при $\sigma_i = 391$ МПа. Зона пластических деформаций незначительна и находится в области наружного угла лазового отверстия.

Интенсивность напряжений при гидравлических испытаниях давлением, превышающем в 1,25 раза рабочее (19,4 МПа), в сечении II (лазовое отверстие) на наружной поверхности достигла 680 МПа.

Во всех остальных сечениях на внутренней ($\sigma_i = 188$ МПа, $Z = 0$, 311 МПа в сечении I, 278 МПа в сечении II) и наружной поверхностях ($\sigma_i = 159$ МПа, $Z = 0,49$ МПа в сечении I) σ_i не превышает предела упругости ($\sigma_{0,2} = 460$ МПа).

Как и следовало ожидать, при давлении 19,4 МПа угловая наружная зона лазового отверстия оказалась наиболее напряженной. Интенсивность условно упругих напряжений в этой зоне почти в полтора раза превышает предел упругости ($\sigma_{0,2} = 460$ МПа).

Концентраторами напряжений в цилиндрической части корпуса барабана являются круглые отверстия для подводящих и отводящих патрубков,

оценка напряжений которых выполнена на основе решения задачи Кирша.

Максимальные напряжения возникают на контуре отверстия по концам диаметра, перпендикулярного к направлению растяжения и составляют 3σ , минимальные — по концам диаметра в направлении растяжения и равняются σ . Цилиндрическая стенка корпуса барабана в местах концентрации напряжений может рассматриваться как пластина, растягиваемая в двух взаимно перпендикулярных направлениях окружными σ_θ и осевыми σ_z напряжениями, причем $\sigma_\theta > \sigma_z$. В этом случае

$$\sigma_{\max} = 3\sigma_\theta - \sigma_z; \quad \sigma_{\min} = 3\sigma_z - \sigma_\theta.$$

Учитывая, что барабан при номинальной паропроизводительности нагрет примерно до 350 °C, максимальные напряжения на контуре отверстий с учетом концентрации будут практически всюду превышать предел текучести материала ($\sigma_{0,2} = 370$ –385 МПа при $T = 350$ °C). Поскольку давление (15,2 МПа) примерно в 30 раз меньше максимальных напряжений, то $\sigma_i \approx \sigma_t$, т.е. в месте концентрации напряжений возникают местные пластические деформации. При опрессовке σ_{\max} не превосходит $\sigma_{0,2}$, а при гидроиспытаниях они пре-

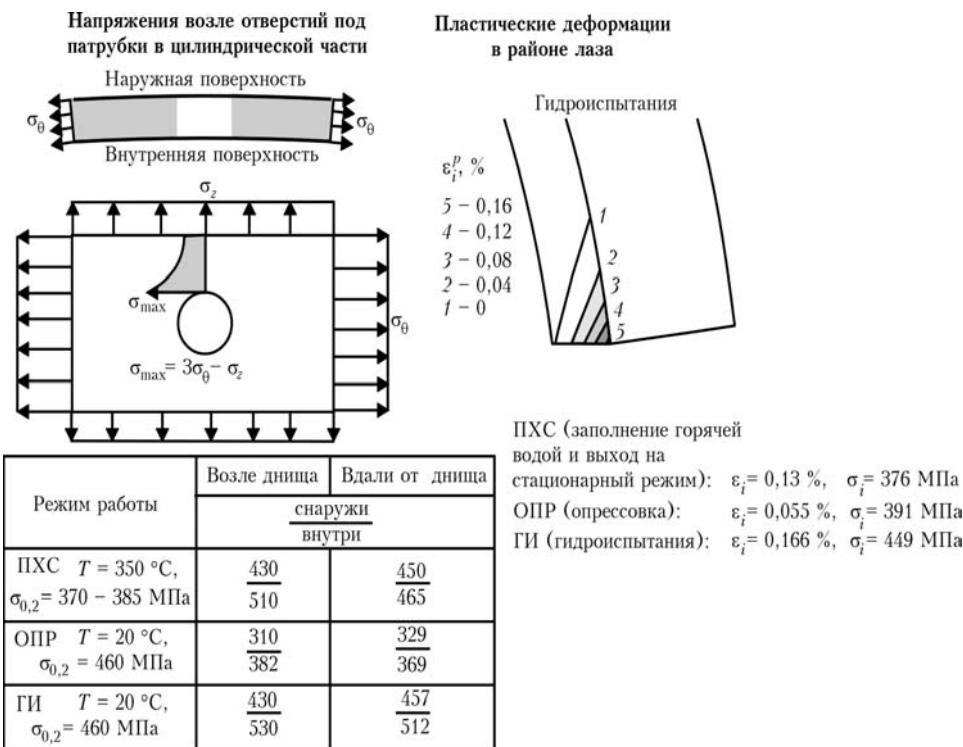


Рис. 5. Наиболее напряженные места корпуса барабана котла ТП-100

вышают только на внутренней поверхности барабана.

При снятии нагрузки и охлаждении барабана вторичные пластические деформации обратного знака не возникают, поэтому повреждаемость материала будет происходить при первом достижении напряжениями максимальных значений, т. е. будут иметь место приспособляемость при циклическом нагружении, и разрушения от малоцикловой усталости не будет. Таким образом, если в барабане отсутствуют явные повреждения металла или трещины, срок его эксплуатации может быть продлен. При наличии поврежденного металла его следует удалить путем выборки.

Итак, расчетные исследования показали, что в основных циклах нагружения, в том числе при опрессовке и гидроиспытаниях, интенсивность напряжений в металле корпуса барабана не превышает предела упругости. Исключение составляют места концентрации напряжений — наружная кромка лаза и кромки отводящих патрубков на внутренней поверхности. Здесь в процессе эксплуатации металл основной конструкции подвергается малоцикловой усталости, однако при условии контроля мест концентрации напряжений барабаны не имеют ограничений по расчетному ресурсу.

Основным фактором исчерпания ресурса металла барабана и накопления повреждений, образования и развития трещин является развитие процесса коррозионной усталости в зонах конструктивных концентраторов напряжений. Он определяется спектром служебных циклических нагрузок, воздействием коррозионной среды, наличием

ПХС (заполнение горячей водой и выход на стационарный режим): $\varepsilon_i = 0,13 \%$, $\sigma_i = 376 \text{ МПа}$
ОПР (опрессовка): $\varepsilon_i = 0,055 \%$, $\sigma_i = 391 \text{ МПа}$
ГИ (гидроиспытания): $\varepsilon_i = 0,166 \%$, $\sigma_i = 449 \text{ МПа}$

дефектов, состоянием металла и изменением его прочностных и пластических свойств в процессе эксплуатации, а также конструктивными особенностями и условиями эксплуатации конкретного барабана. Окончательное заключение о возможности дальнейшей эксплуатации барабанов можно сделать после анализа состояния металла с учетом указанных факторов.

- Гринь Е.А., Зеленский А.В., Анохин А.Е. Анализ состояния парка барабанов котлов высокого давления ТЭС в России // Электрические станции. — 2009. — № 3. — С. 32–39.
- Инструкция по порядку продления срока службы барабанов котлов высокого давления СО153-34.17.442-2003: Утв. Министерством энергетики Российской Федерации. — М., 2003. — 18 с. — Введ. в действие 30.06.2003.
- Гринь Е.А., Зеленский А.В., Анохин А.Е. Оценка влияния длительной эксплуатации на свойства металла барабанов котлов высокого давления // Электрические станции. — 2009. — № 10. — С. 15–22.
- Туляков Г.А., Плеханов В.А. Термическая усталость металлов котлостроения. — М.: ОРГРЭС, 1972. — Вып. 1–3. — С. 35–38.
- Урбанович Л.И., Балашов Ю.В., Крамченков Е.М. О температурных напряжениях в котельном барабане при его заполнении // Теплоэнергетика. — 1986. — № 5. — С. 56–58.
- Петтерсон Р. Коэффициенты концентрации напряжений. Графики и формулы для расчета конструктивных элементов на прочность. — М.: Мир, 1977. — 304 с.
- Исследование металла барабана, разрушившегося при гидроопрессовке / Ю.В. Балашов, Л.В. Надышина, Е.И. Каминская, Л.В. Давлятова // Электрические станции. — 1993. — № 12. — С. 15–17.
- Шульженко Н.Г., Гонтаровский П.П., Зайцев Б.Ф. Задачи термопрочности, вибродиагностики и ресурса энергогенераторов: монография. — Saarbrücken, Germany: LAP LAMBERT Academic Publishing GmbH & Co. KG, 2011. — 370 с.

ПРОЕКТ 5.5.1

Подовження ресурсу та підвищення надійності енергоблоків ТЕС з використанням системних електротермічних споживачів-регуляторів частоти та потужності

УДК 621.316.726

ПОДОВЖЕННЯ РЕСУРСУ ТА ПІДВИЩЕННЯ НАДІЙНОСТІ ЕНЕРГОБЛОКІВ ТЕС З ВИКОРИСТАННЯМ СИСТЕМНИХ ЕЛЕКТРОТЕРМІЧНИХ СПОЖИВАЧІВ-РЕГУЛЯТОРІВ ЧАСТОТИ ТА ПОТУЖНОСТІ

Академік НАН України **М.М. КУЛИК, С.В. ДУБОВСЬКИЙ**, д-р техн. наук, **I.В. ДРЬОМІН**, канд. техн. наук,
М.Є. БАБІН, інж. (Ін-т загальної енергетики НАН України)

Виконаний аналіз стану з покриття графіків електричних навантажень (ГЕН) та автоматичного регулювання частоти і потужності (АРЧП) в Об'єднаній енергосистемі (ОЕС) України в нормальніх (НР) і аварійних режимах (АР). Показано, що в умовах України для значного покращення роботи автоматизованої системи диспетчерського управління (АСДУ) та побудови повноцінної системи АРЧП доцільно використовувати електротермічні споживачі-регулятори (ЕТСР). Вперше розроблена математична модель та створений програмно-інформаційний комплекс, що надає можливість досліджувати реальні процеси зміни частоти і потужності в енергосистемі в АР з урахуванням нелінійних обмежень в регуляторах на рівень потужності, швидкість її зміни та зону нечутливості. Досліджені можливості та технологічні обмеження використання ЕТСР в умовах України для вирівнювання ГН та побудови системи АРЧП. Розроблена структура системи АСДУ з використанням ЕТСР для керування в нормальніх і аварійних режимах. Показано, що завдяки використанню ЕТСР терміни служби енергоблоків ТЕС можуть бути подовжені на 40 % і більше (до 4 років для старих та до 15 – для нових енергоблоків)

Ключові слова: енергосистема, частота, потужність, управління, регулятор, навантаження, ресурс

Серед широкого кола проблем технологічного управління Об'єднаними енергосистемами (ОЕС) особливе місце і вагу мають задачі диспетчерського керування покриттям графіків електричних навантажень (ГЕН) та організація ефективних систем автоматичного регулювання частотою і потужністю в аварійних режимах. Вирішення цих задач на основі використання найбільш сучасних засобів регулювання, а саме, із зачлененням споживачів-регуляторів було здійснено в процесі виконання даного проекту.

Реалізація планів стратегічного розвитку теплової енергетики України за рахунок подовження роботи існуючих теплових електростанцій (ТЕС) значною мірою ускладнюється у зв'язку із фізичним старінням встановлених енергоблоків і погіршенням режимів їх використання. Станом на 01.01.2010 р. всі енергоблоки ТЕС потужністю 150–800 МВт, які складають основу генеруючих потужностей ОЕС України, відпрацювали проектний ресурс (100 тис. год), а більшість з них – і парковий ресурс (170–220 тис. год).

Стан довготривалої міцності найбільш важливих вузлів все ще дозволяє подовжити термін екс-

плуатації більшості енергоблоків на 10–15 років за рахунок переважно маловитратної (повузлової) реконструкції. Техніко-економічні оцінки та зарубіжний досвід показують, що такі варіанти подовження ресурсу є загалом більш вигідними, ніж передчасне введення нових енергоблоків. Разом з тим досягнення зазначених рівнів граничного ресурсу потребує обережної експлуатації обладнання для мінімізації дії інших важливих механізмів деградації металу ТЕС, зокрема, малоциклової утоми. Малоциклову утому металу високотемпературних вузлів спричиняють різкі зміни температурних градієнтів під час пусків, набирань та скидів навантаження енергоблоку. Вони викликають термопластичні деформації металу, що накопичуються. Це призводить з часом до виникнення та розвитку тріщин у металі роторів і корпусів турбін, які можуть привести до його хрумкого порушення з тяжкими наслідками. Основними причинами різких змін потужності енергоблоків в процесі експлуатації (тобто, розвитку малоциклової утоми) є їх зачленення до регулювання змінних навантажень енергетичної системи. Найбільший додатковий вплив на скорочення ресурсу спричиняють часті пуски енергоблоків з неостиглого стану, спричинені їх нічними зупинками. Використання енергоблоків у режимах частих нічних зупинок (так звані циклічні режими) із зростанням

річної кількості пусків до 100–200 призводить до скорочення їх робочого ресурсу на декілька десятків відсотків, підвищення аварійності у 1,5–2 рази, а також до втрат паливної економічності, оскільки кожний пуск енергоблоку 200 та 300 МВт діється ціною додаткової витрати 70–100 т у.п.

Аналіз роботи ТЕС ОЕС України в останні десятиріччя призводить до висновку щодо зростання випадків циклічного використання енергоблоків. За даними Міненерговугілля України внаслідок недостатнього регулювального діапазону ТЕС кількість щорічних нічних зупинок/пусків енергоблоків зросла після пуску атомних блоків Р-2 та Х-4 більш, як вдвічі – з 1666 у 2003 р. до 3500–3600 у 2006–2012 рр. На полегшення ситуації з циклічним використанням енергоблоків ТЕС розраховувати не слід. Згідно існуючих прогнозів економіка України буде розвиватися надалі на засадах випереджаючого розвитку сфери послуг, частка якої у формуванні валового внутрішнього продукту країни має збільшитися до 70 %. Це, безумовно, виклике подальше розущільнення графіків електричних навантажень ОЕС. Частка АЕС в структурі генеруючих потужностей, скоріш за все, не зменшиться, а частка вітрових і сонячних електростанцій із стохастичним характером видачі потужності значно зросте, що виклике додаткове зростання різких змін потужності ТЕС.

У зв'язку з цим задля збереження ресурсу як існуючого обладнання, так і того, що буде вводитися в енергетичну систему надалі внаслідок реконструкції та нового будівництва необхідно приймати адекватні заходи для забезпечення прийнятних динамічних режимів роботи енергоблоків ТЕС шляхом впровадження засобів управління добовим навантаженням. Одним з перспективних напрямів вирішення цієї задачі автори вважають створення в ОЕС України спеціалізованої групи споживачів-регуляторів для виконання функції регулювання навантажень ТЕС під її диспетчерським керуванням [1]. Основу цієї групи мають скласти електротеплові споживачі-регулятори (ETCP) [2]. Техніко-економічний аналіз показує, що ETCP найбільш раціонально встановлювати на потужних котельнях і ТЕЦ систем централізованого теплопостачання (СЦТ), де існує необхідна інфраструктура електричних, теплових мереж і технологічного зв'язку. Найбільш ефективним є використання ETCP на базі потужних теплових насосів, які окрім регулювання дозволяють підвищити паливну економічність теплоджерел СЦТ за рахунок утилізації їх теплових втрат [3].

За функціональним призначенням електротеплові споживачі-регулятори поділяються на дві групи – аварійного (ETCP AP) і нормальногого (ETCP HP) регулювання. ETCP AP потрібно використовувати в системі автоматичного регулювання частоти і потужності (АРЧП). Диспетчерське керування роботою ETCP HP на першому етапі їх впровадження має здійснюватися за командами

центральних та регіональних диспетчерських центрів. У подальшому, по мірі розвитку автоматизованої системи диспетчерського управління, що функціонує в ОЕС України, ETCP HP та ETCP AP мають включатися у відповідні контури цієї системи так само, як і системи АСУ ТП енергоблоків ТЕС і ГЕС (рис. 1).

Використання електротеплових споживачів-регуляторів для ущільнення добових ГЕН забезпечить підтримку нічних електричних навантажень енергосистеми на рівні, що перевищує сумарний технологічний мінімум потужності всіх ТЕС. Максимальна потужність ETCP HP оцінюється у 3,8 ГВт. Вона визначається розрахунком, виходячи з умови забезпечення повного вирівнювання ГЕН ТЕС енергосистеми у добу осінньо-зимового максимуму (ОЗМ).

Результати розрахунків режимів навантаження ETCP впродовж доби ОЗМ та наслідки їх використання наведено на рис. 2. Проведені у роботі розрахунки електричних і теплових навантажень ETCP впродовж календарного року свідчать про достатність тепlopродуктивності СЦТ для прийняття теплоти, що генерується ETCP AP та HP.

Мінімально необхідна потужність ETCP визначається з умови припинення циклічних режимів використання ТЕС з урахуванням зростання регулюючого діапазону ТЕС на величину обертового резерву, що замішується ETCP AP [4]. Її рівень оцінюється у 1400–2000 МВт для ETCP HP і 1000 МВт для ETCP AP.

На відміну від багатьох країн світу Україна має унікальну можливість побудувати систему АРЧП у складі ОЕС на принципово новій основі. Організація такої АРЧП на відміну від традиційного підходу повинна „рунтуватись не на введені додаткових (регулюючих) потужностей при появі в ОЕС з тих чи інших причин їх дефіциту, а на зменшенні (аж до відключення) енерговикористання спеціальною групою споживачів-регуляторів. Технологічні процеси зазначених споживачів організовані таким чином, що дозволяють необмежене зменшення електроспоживання на довгий час (кілька годин) і в будь-яку пору доби чи року.

Організація системи АРЧП на основі споживачів-регуляторів надає комплекс важливих переваг: велика кількість генеруючого обладнання ТЕС (35–40 енергоблоків потужністю по 200–300 МВт) вивільняється від необхідності роботи в режимі з обертовим резервом, що значно підвищує їх економічну ефективність та конкурентоспроможність; багатократно зменшуються обсяги капіталовкладень, необхідних для побудови системи АРЧП; значно зростають її показники зі швидкодії та точності регулювання частоти; суттєво підвищується надійність системи АРЧП.

В літературі відсутні повні математичні моделі з нелінійними обмеженнями, що описують процеси регулювання в системах АРЧП з традиційною структурою, тим більше – в системах, побудо-

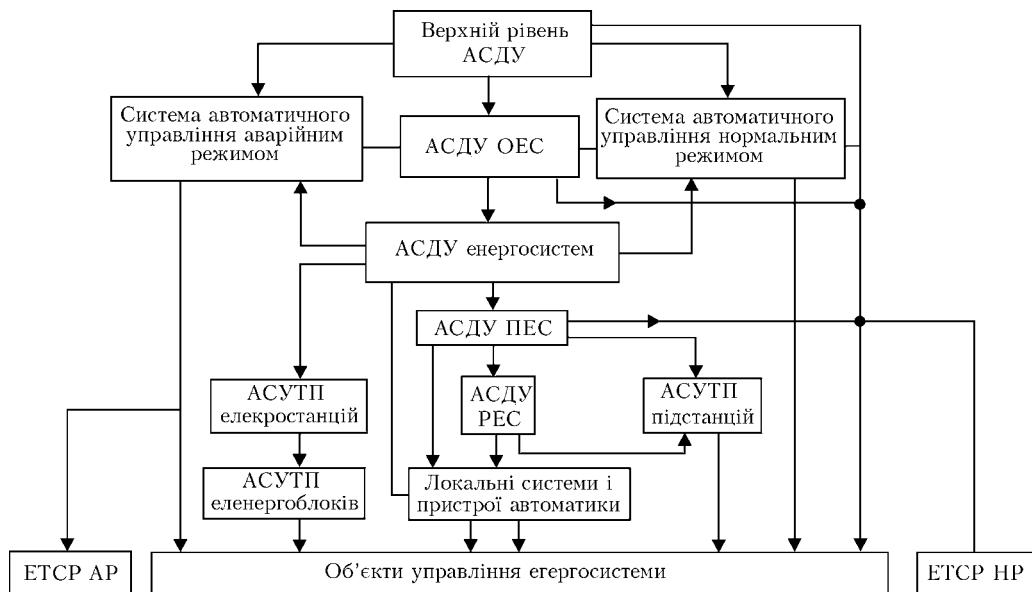


Рис. 1. Структура автоматизованої системи диспетчерського управління з використанням ЕТСР

ваних на залученні в управління споживачів-регуляторів.

В процесі реалізації проекту була розроблена принципово нова, узагальнена модель енергосистеми з АРЧП із залученням споживачів-регуляторів [5–8]. В ній вперше була забезпечена можливість досліджувати системи АРЧП, в яких у ролі регуляторів використовуються генератори, споживачі-регулятори, або їх довільні комбінації. Дета-

лізація моделі доведена до конкретного генератора та споживача, що надає можливість її використання в промислових умовах. Розмірність моделі дозволяє досліджувати процеси АРЧП та синтезувати системи аварійного регулювання у складі крупних енергооб'єднань (ОЕС України, енергосистема Євросоюзу ENTSO-E та ін.).

Математична модель [5–8] містить диференційні рівняння у звичайних похідних балансу потуж-

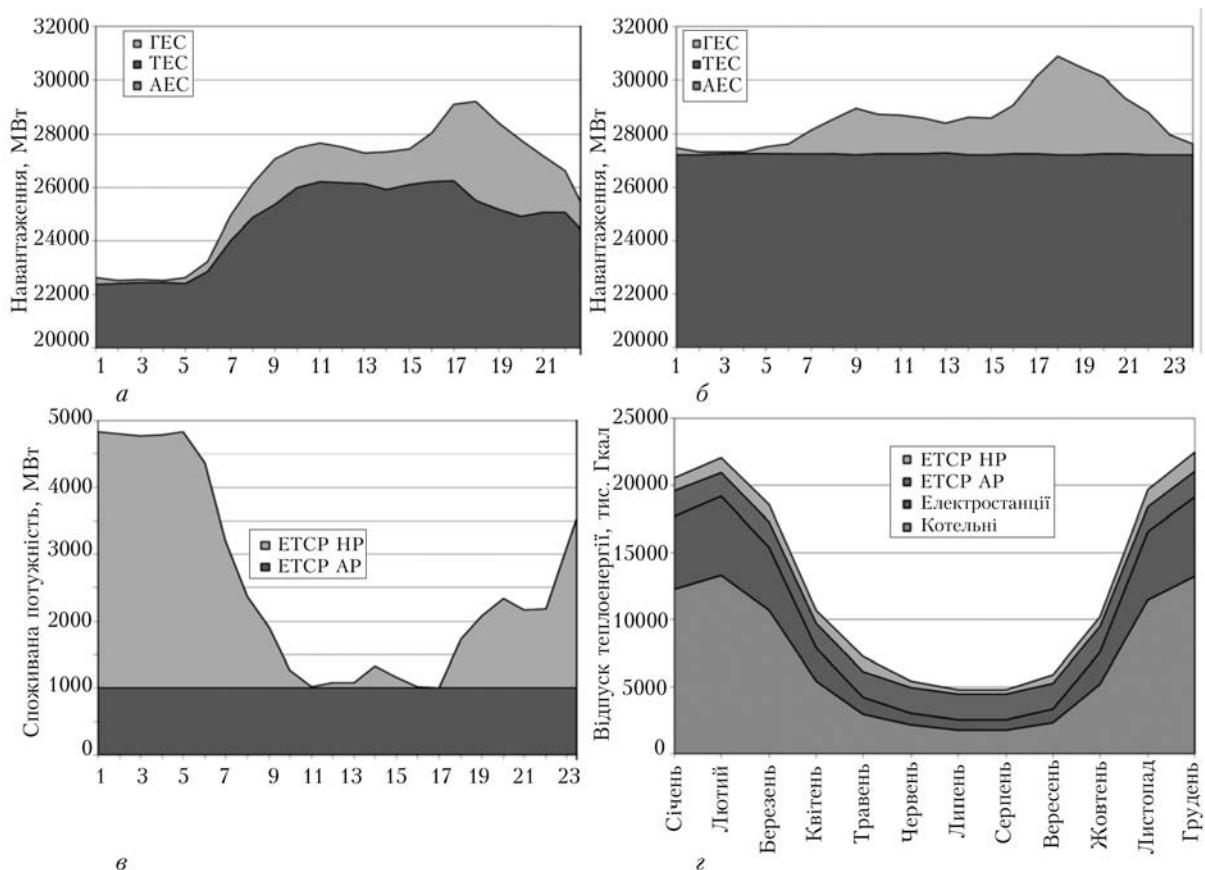


Рис. 2. Ущільнення графіків електричних навантажень з використанням електротеплових споживачів-регуляторів: *а* – вихідний ГЕН ТЕС; *б* – добовий ГЕН ТЕС після вирівнювання; *в* – добовий графік навантаження ЕТСР; *г* – сезонний графік виробництва теплової енергії ЕТСР порівняно з іншими теплоджерелами систем централізованого теплопостачання

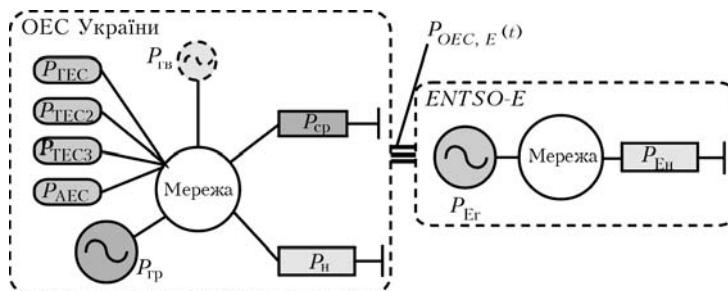


Рис. 3. Еквівалентна модель енергооб'єднання ОЕС України з ENTSO-E

ності в енергосистемі, електромагнітних процесів в генераторах та механізмах навантаження (окрім для генераторів і навантажень, що включені, або не включені в систему АРЧП) та електромеханічні процеси власне регулювання частоти і потужності в енергосистемі. В моделі забезпечена можливість формування регулюючих функцій за пропорційним, пропорційно-диференційним (ПД) та пропорційно-інтегрально-диференційним (ПІД) законами з нелінійними обмеженнями на рівень регулюючих функцій, модуль їх похідних, а також обмеженнями, що враховують дію зон потужності регуляторів.

На базі зазначененої узагальненої моделі в процесі виконання проекту був розроблений унікальний проблемно-орієнтований програмно-інформаційний комплекс (ПІК), який дозволяє провадити широке коло досліджень з аналізу процесів регулювання частоти і потужності в енергосистемах з використанням як генераторів-регуляторів, так і споживачів-регуляторів, а також (не менш важливо) синтезувати структури систем АРЧП із заданими властивостями.

З використанням ПІК було проведено велику кількість розрахунків перехідних процесів в енергосистемах із значними змінами частоти і потужності, в яких варіювалися типи регуляторів (ГЕС, газомазутні (ГМ), пиловугільні (ПВ) ТЕС, споживачі-регулятори СР)), інтенсивність збурення (максимальне відключення – 1000 МВт), швидкодія та зона нечутливості регуляторів. У зв'язку

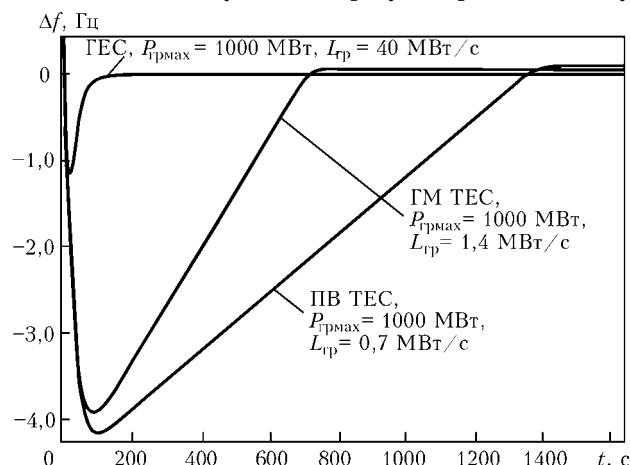


Рис. 4. Відхилення частоти в енергосистемі з генераторами-регуляторами різного типу енергоблоків ГМ ТЕС – за 700 с та енергоблоків ПВ ТЕС – за 1400 с (останній варіант не задовільняє вимогам за часом регулювання, які діють в енергосистемі ENTSO-E)

з прогнозованим приєднанням ОЕС України до енергосистеми ENTSO-E Євросоюзу були проведені дослідження процесів регулювання частоти і потужності при об'єднанні цих великих енергосистем (рис. 3).

На рис. 4 наведені графіки зміни частоти в зазначенному об'єднанні при відключення енергоблока потужністю 1000 МВт для трьох сценаріїв регулювання: 1) генераторами ГЕС зі швидкістю зміни потужності 40 МВт/с; 2) енергоблоками ГМ ТЕС зі швидкістю 1,4 МВт/с; 3) енергоблоками ПВ ТЕС зі швидкістю 0,7 МВт/с. Відновлення номінальної частоти забезпечується при використанні у ролі регуляторів-генераторів ГЕС за 90 с.

Перехідний процес зміни частоти в енергосистемах викликає також відхилення потужності від номінальних значень і в генераторах, які не охоплені системою АРЧП (рис. 5).

Дуже важливими є дослідження характеристик системи АРЧП на основі ЕТСР. Відхилення частоти в енергосистемі з ЕТСР більш, ніж на порядок є меншими за відповідні відхилення при використанні ГЕС в контурі регулювання і майже на два порядки – при використанні ПВ ТЕС при рівних інших умовах. Подібні співвідношення спостерігаються також для протяжності перехідних процесів (рис. 6).

Можливості комбінованого використання генераторів-регуляторів та споживачів-регуляторів демонструються на рис. 7.

Проведені дослідження показують, що системи АРЧП, побудовані на основі СР, в технічному плані мають великі переваги в порівнянні із системами на базі генераторів-регуляторів, оскільки вони забезпечують набагато кращі показники зі швидкодії та точності регулювання частоти.

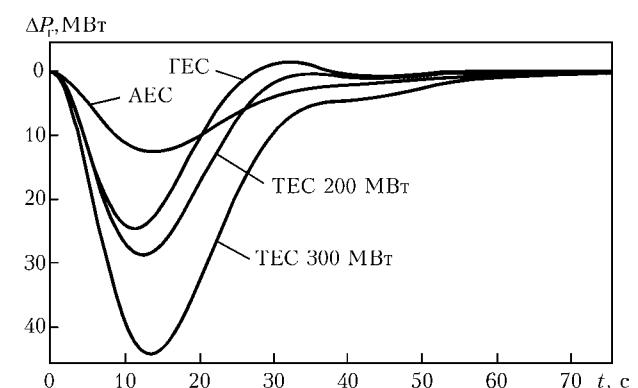


Рис. 5. Зміна потужності генераторів у перехідному процесі з обмеженнями

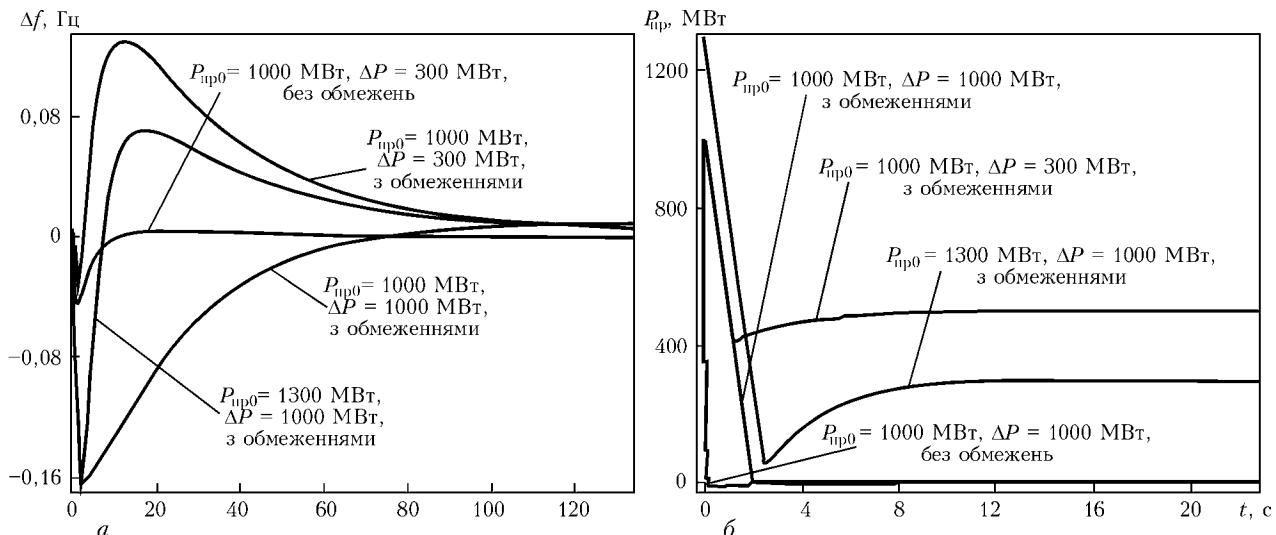


Рис. 6. Відхилення частоти (а) і зміна потужності (б) регуляторів в системі АРЧП на базі СР

Залишковий ресурс енергоблоків у залежності від оснащеності ОЕС України ЕТСР

Залишковий ресурс	Оснащеність ЕТСР, %				
	0	25	50	75	100
Нових енергоблоків, тис. год (років)	232 (35)	250 (38)	272 (41)	299 (45)	330 (50)
Енергоблоків з напрацюванням за межами паркового ресурсу (246,9 тис. год), тис. год (років)	65 (10)	70 (11)	80 (12)	84 (13)	92 (14)

Окрім того, такі системи мають набагато кращі економічні характеристики: менші капітальні вкладення, експлуатаційні витрати, терміни окупності.

В процесі виконання проекту були зроблені також оцінки збільшення залишкового ресурсу енергоблоків ТЕС завдяки використанню ЕТСР для вирівнювання ГЕН.

Розрахунки граничного залишкового ресурсу для енергоблоків К-200-130, що працюють за межами паркового ресурсу, як і нових енергоблоків у залежності від річної кількості пусків (таблиця) за методикою [9] показують, що повномасштабне використання ЕТСР НР дозволяє підвищити залишковий термін служби енергоблоків на 40 % і більше (до 4 років для старих та до 15 — для нових енергоблоків).

Окрім позитивного ефекту від вирівнювання графіку навантажень ЕТСР на основі теплових насосів дозволяють «витіснити» значну кількість природного газу у СЦТ. При цьому ефект від зниження вартості виробництва теплової енергії та зниження викидів парникових газів забезпечує повну окупність таких установок за 2–4 роки.

1. Дубовський С.В. Громадські слухання «Щодо Концепції Державної цільової програми інтеграції Об'єднаної енергетичної системи України до об'єднання енергосистем європейських держав». Пропозиції // Енергетика та електрифікація. — 2010. — № 7. — С. 55–56.
2. Дубовський С.В., Ільяшенко А.П. Акумулювання енергії у високотехнологічних інтелектуальних енергосистемах // Новини енергетики. — 2012. — № 4. — С. 34–39.
3. Хортова О.О. Термодинамические основы повышения эффективности работы теплоэлектроцентралей // Энерготехнологии и ресурсосбережение. — 2011. — № 3. — С. 22–27.

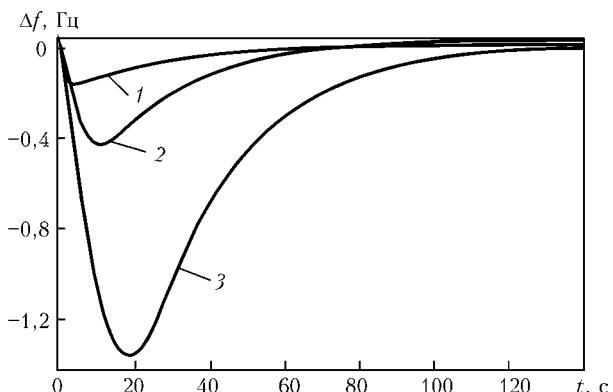


Рис. 7. Відхилення частоти при різному складі регуляторів: 1 — споживач-регулятор; 2 — споживач-регулятор + генератор-регулятор; 3 — генератор-регулятор

4. Дубовський С.В., Григор'єв Р.В., Бабін М.Є. Методичні особливості оптимізації складу регулюючих енергоблоків ТЕС з обмеженими динамічними властивостями з урахуванням їх взаємодії із системними споживачами-регуляторами // Проблеми загальної енергетики. — 2012. — № 1 (29). — С. 15–23.
5. Кулик М.М., Дръомін І.В. Основи організації автоматичної системи регулювання частоти і потужності на базі споживачів-регуляторів // Там же. — 2010. — Вип. 1 (21). — С. 5–10.
6. Дръомін І.В. Исследование режимов работы автоматической системы регулирования частоты и мощности с регулирующими генераторами // Там же. — 2011. — Вип. 4 (24). — С. 11–18.
7. Дръомін І.В. Моделирование режимов работы системы АРЧМ с потребителями-регуляторами // Там же. — 2011. — Вип. 2 (25). — С. 5–10.
8. Дръомін І.В. Узагальнені моделі та засоби з підвищення ефективності автоматичного регулювання частоти і потужності в об'єднаних енергосистемах // Автореф. дис. ... канд. техн. наук. — 2011. — 19 с.
9. СО 153-34.17.440-2003. Инструкция по продлению срока эксплуатации паровых турбин сверх паркового ресурса. — М.: ОАО «НТЦ «Промышленная безопасность», 2008.

ПРОЕКТ 5.5.2

Створення методів і системи вібродіагностики та визначення залишкового ресурсу вузлів турбогенераторів ТЕС при їх роботі в базових режимах

УДК 621.3.08:621.313.3

СТВОРЕННЯ МЕТОДІВ І СИСТЕМИ ВІБРОДІАГНОСТИКИ ТА ВИЗНАЧЕННЯ ЗАЛИШКОВОГО РЕСУРСУ ВУЗЛІВ ТУРБОГЕНЕРАТОРІВ ТЕС ПРИ ЇХ РОБОТІ В БАЗОВИХ РЕЖИМАХ

Чл.-кор. НАН України **О.І. ТИТКО, М.В. МИСЛОВИЧ**, д-р техн. наук, **В.Л. АХРЕМЕНКО, В.М. ЗВАРИЧ,**
Л.Б. ОСТАПЧУК, Р.М. СИСАК, кандидати техн. наук, **Ю.І. ГИЖКО, В.О. ТИТКО**, мол. наук. співроб.
(Ін-т електродинаміки НАН України)

На базі лінійних випадкових процесів розроблено математичні моделі вібраційних процесів у елементах конструкції турбогенераторів, на основі яких запропоновано ефективні діагностичні параметри та розроблено експериментальний зразок інформаційно-вимірювальної системи статистичної діагностики турбогенераторів з можливістю прогнозування відмов ключових елементів їхньої конструкції. Побудовано статистичні моделі вібраційних характеристик турбогенераторів енергоблоків Трипільської ТЕС та Київської ТЕЦ-5 залежно від часу і параметрів режиму. В результаті дослідження віброхарактеристик у часі до і після ремонтів з урахуванням дефектів, що привели до відмов генератора, уточнено критерій граничного накопичення дефектів статора для досліджених енергоблоків, на основі якого розроблено методику визначення залишкового часу до відмови в роботі турбогенераторів. Для розробки і апробації даної методики було здійснено збір і дослідження необхідних статистичних даних по турбогенераторах низки ТЕС України. Використання результатів досліджень дозволить суттєво підвищити ресурс генеруючого обладнання, в першу чергу фізично зношеного, шляхом запобігання аварій, пов'язаних з руйнуванням турбогенераторів.

Ключові слова: турбогенератор, система статистичної вібродіагностики, математична модель, лінійний випадковий процес

Основу теплової електроенергетики України складають енергоблоки теплових електростанцій (ТЕС) номінальною потужністю 200 і 300 МВт, запроектовані на роботу в базовій частині графіка електричних навантажень енергосистеми. Через відсутність достатньої кількості маневrenoї потужності в енергосистемі ці блоки часто використовують для регулювання частоти і потужності, що викликає суттєве зниження їх надійності, ресурсу та економічності роботи порівняно з проектними показниками.

Разом з тим, незважаючи на тривалий термін експлуатації, низка машин і механізмів не відпрацювала повністю свій технічний ресурс. Однак при їх подальшій експлуатації існує висока ймовірність відмов обладнання, що може привести до аварійної ситуації. З часом особливо погіршується вібраційний стан турбогенераторів (ТГ) як системи з багатьма тисячами окремих вузлів і елементів, механічно зв'язаних між собою.

Робота в маневрених режимах суттєво збільшує небезпеку появи підвищених вібрацій елементів ге-

нератора, які наразі не контролюються. Тому кожен з таких об'єктів повинен бути обладнаний системою постійного або періодичного контролю його фактичного технічного стану з можливістю прогнозування моменту його виходу з ладу. Це дозволить заздалегідь спланувати вивід об'єкта в ремонт або його повну заміну, уникаючи створення аварійних ситуацій.

Високий ступінь зношування діючого обладнання електростанцій України, низький коефіцієнт відновлення основного устаткування, до якого належать ТГ великої потужності, підвищує вимоги щодо інформації про їх поточний технічний стан. Одним з основних методів контролю технічного стану ТГ у процесі експлуатації є вібродіагностика. На електростанціях використовують штатні системи контролю вібрації кожного підшипника енергоблока в трьох взаємно перпендикулярних напрямках (вертикальному, горизонтальному й осьовому).

При чинній системі штатного контролю віброхарактеристик основну роль відіграє динаміка зміни віброхарактеристик на холостому ходу та при різних умовах експлуатації. Аналізуючи ці дані, можна розмежувати дефекти, що виникають у роторі, від дефектів у статорі, а також оцінювати

динаміку зміни в часі та якість проведених ремонтів.

Причини, що викликають вібрацію ТГ, поділяються на механічні й електромагнітні. До перших, які в чистому виді проявляються на холостому ходу, відносяться: неправильна установка валів ТГ, низька якість балансування, а також підвищені вібрації окремих вузлів, власна частота яких виявилася близькою до частоти збурюючих сил — переважно 50 і 100 Гц.

Щодо експлуатації вібрації варто розділяти на ті, що з'являються з початку пуску, і на ті, що виникають у процесі експлуатації. До перших відносяться недоліки конструкції, до других — дефект центрування, слабка посадка сполучних муфт, недоліки з'єднання валів турбіни й генератора, неズрівноваженість ротора. У процесі експлуатації виникає можливість оцінювати розвиток дефектів у роторі за змінами віброхарактеристик на холостому ходу в міжремонтний період. Більш явно ці дефекти виявляються при проходженні критичних обертів, коли амплітуда вібрації суттєво зростає.

Зазвичай, підвищення вібрації ротора в міжремонтний період невелике (5–10 %). Різкі стрибки варто віднести до різкого розбалансування ротора (випадання балансувальних вантажів, руйнування окремих елементів ротора). Погіршення віброхарактеристик на холостому ходу до й після ремонтів характеризують якість ремонтних робіт.

Підвищення віброхарактеристик на подвійній оборотній частоті при холостому ходу свідчить про появу тріщин, а швидкість зміни віброхарактеристик прямо пов'язана зі швидкістю розвитку тріщин.

При несенні навантаження на вібрацію впливають електромагнітні сили із частотою 100 Гц (подвійна оборотна частота). До них варто віднести: коливання осердя статора через нерівномірний магнітний потік по колу ротора, ослаблення пресування активної сталі, подвійні замикання на корпус обмотки статора, несиметричне навантаження по трьох фазах.

При аналізі віброхарактеристик на холостому ходу й під навантаженням з'являється можливість оцінити стан пресування активного заліза (при відсутності електричних факторів у вигляді замикань і несиметричних навантажень). Оцінювання стану пресування здійснюється за допомогою відношення віброхарактеристик на холостому ходу й під навантаженням. При нормальному режимі експлуатації це відношення не повинне бути меншим 1,0, а при відношенні цих параметрів 0,7 треба ТГ зупинити й перевірити стан пресування активного заліза. Пошкодження обмоток ТГ на Трипільській ТЕС і Бурштинській ТЕС відбувалися при відношенні цих параметрів нижче 0,7. Це відношення добре корелює з даними, отриманими при діагностиці вібрації корпуса ТГ віброрадатиками на частоті 100 Гц.

Практика показує, що зміна режиму роботи ТГ (активна й реактивна потужності, температура охолоджуючого газу або рідини тощо) прояв-

ляється в показаннях віброрадатчиків, встановлених на підшипниках ТГ. При порівнянні віброхарактеристик при відхиленні одного параметра й збереженні інших незмінними можна оцінити вплив окремих експлуатаційних факторів на віброхарактеристики.

Крім аналізу поточних значень віброхарактеристик і характеру їхньої зміни в процесі експлуатації, яку можна регулярно здійснювати на електростанціях і одержувати вже на стадії експлуатації інформацію про низку дефектів зі штатних віброрадатчиків, здійснюються спроби виявляти дефекти ТГ на частотах понад 100 аж до 10000 Гц. Так, дефекти в підшипниках (викришування й тріщини в бабіті) проявляються при частотах 1000 Гц.

Для підвищення надійності роботи ТГ з метою недопущення аварій окремих вузлів необхідно здійснювати постійний моніторинг віброхарактеристик у широкому діапазоні частот (хоча б до 5000 Гц). Особливо це важливо для ТГ, що відробили значні строки й експлуатувалися в маневрених режимах, до яких вони не пристосовані.

Для проведення діагностики та моніторингу технічного стану ТГ, а також для оцінювання і прогностування їхнього залишкового ресурсу необхідна розробка відповідних інформаційно-вимірювальних систем (ІВС). Важливим етапом при створенні ІВС статистичної діагностики є розробка математичних ймовірнісних моделей діагностичних сигналів, що вимірюються і досліджуються в системі. Розглянемо математичну модель вібрацій масивного вузла ТГ [1].

Математична модель вібрацій масивних вузлів турбогенераторів. Математична модель вібрацій елементів конструкції ТГ може бути побудована на основі класу лінійних випадкових процесів. Лінійним випадковим процесом (ЛВП) називають функціонал, який для стаціонарного випадку має вигляд [2]

$$\xi(t) = \int_{-\infty}^{\infty} \varphi(t - \tau) d\eta(\tau), \quad t \in (-\infty, \infty), \quad (1)$$

де $\eta(\tau)$ — однорідний випадковий процес з незалежними приrostами; $\varphi(\tau)$ — невипадкова функція, інтегрована з квадратом при $\tau \in (-\infty, \infty)$ (ядро процесу).

Суттєвою перевагою моделі (1) є те, що моменти розподілу процесу $\xi(t)$, його кореляційна і характеристична функції можуть бути в явному вигляді записані через параметри процесу $\eta(\tau)$ і ядро $\varphi(\tau)$. Крім того, лінійні операції (інтегрування, диференціювання) над процесами виду (1) дають в результаті знову процеси виду (1) [2].

Для знаходження форми ядра системи $\varphi(\tau)$ проведено вимірювання і аналіз низки відгуків реальних електротехнічних об'єктів на ударний вплив [1, 3]. Вимірювання здійснювали за допомогою лабораторного зразка ІВС, що складався з персонального комп'ютера, пристрою перетворення аналогових сигналів у цифровий код, блока

попередньої обробки аналогових сигналів та акселерометрів для перетворення вібраційних сигналів у електричні. Записані реалізації вібрацій обробляли за допомогою спеціально розробленого програмного забезпечення, в результаті чого були побудовані графіки їхніх кореляційних функцій і спектрів потужності.

З аналізу отриманих графіків видно, що досліджувані коливання згасають з часом, причому можна припустити, що зменшення амплітуди відбувається за експоненціальним законом. Крім того, коливання мають чітко виражений резонансний характер, причому кількість резонансів може бути різна для різних вузлів. Серед вивчених реалізацій зустрічалися випадки, коли спектри мали до десяти чітких резонансних піків.

Це повністю узгоджується з висновками, зробленими в роботі [4], де стверджується, що вібрації багатьох вузлів електричних машин (зокрема, шихтовані магнітопроводи ротора чи статора електричних машин) мають багаторезонансний характер, тому в загальному випадку такі вузли можуть розглядатися як багаторезонансні багатовходові коливальні системи другого порядку, що характеризуються деяким вектором імпульсних перехідних функцій

$$\varphi_j(\tau) = \frac{\omega_j^2}{\psi_j} e^{-\beta_j \tau} \sin(\psi_j \tau) U(\tau), \quad j = 1, n, \quad (2)$$

де ω_j — власні частоти; $\omega_j > \beta_j$; $\beta_j > 0$ — коефіцієнти згасання; $\psi_j = \sqrt{\omega_j^2 - \beta_j^2}$; n — кількість резонансів; $U(\tau)$ — функція Хевісайда (одиничний стрибок).

Вибір імпульсної перехідної функції виду (2) обумовлено задовільним узгодженням теоретичних висновків з експериментальними результатами. Таким чином, вібраційну хвилю у точці вимірювання розглядаємо як зважену суму випадкових процесів, кожен з яких є реакцією на прикладений ударний вплив відповідної коливальної системи другого порядку, тобто

$$\xi(t) = \sum_{j=1}^n a_j \xi_j(t), \quad t \in (-\infty, \infty), \quad (3)$$

де a_j — вагові коефіцієнти.

Кожна компонента $\xi_j(t)$, $t \in (-\infty, \infty)$, що входить до складу (3), являє собою ЛВП і може бути представлена стохастичним інтегралом виду (1)

$$\xi_j(t) = \int_{-\infty}^t \varphi_j(t - \tau) d\eta(\tau), \quad j = \overline{1, n}, \quad (4)$$

де функції $\varphi_j(\tau)$, $\tau \in (-\infty, \infty)$ описуються виразом (2).

На основі розробленої математичної моделі можна обґрунтувати діагностичні параметри, що використовуються в IBC статистичної діагностики ТГ, а також вибрати методи статистичного оцінювання цих параметрів, про що піде мова нижче.

Зараз зупинимося на розгляді ЛВП з дискретним часом, які використовують в цифрових IBC вібродіагностики.

Лінійні процеси авторегресії як моделі сигналів вібрацій турбогенераторів. Лінійним процесом авторегресії другого порядку називається процес

$$\xi_t + a_1 \xi_{t-1} + a_2 \xi_{t-2} = \zeta_t. \quad (5)$$

де a_1, \dots, a_p — параметри авторегресії; p — порядок авторегресії; ζ_t — так званий породжуючий процес, що є процесом з незалежними значеннями.

За допомогою моделі (5) можна описати як механічну систему другого порядку, так і RLC контур з власною частотою ω_h і декрементом згасання δ .

Для механічної системи основні параметри знаходяться за виразами

$$\omega_0 = \sqrt{k/m}, \quad h = \frac{c}{2m},$$

де ω_0 — частота вільних коливань; c — константа амортизації; k — коефіцієнт пружності; h — коефіцієнт згасання; m — узагальнена маса.

Параметри механічної системи

$$\omega_h = \sqrt{\omega_0^2 - h^2}, \quad \delta = \frac{h}{\omega_0} = \frac{c}{2\sqrt{mk}}.$$

За методом електромеханічних аналогій для RLC контура:

$$\omega_h^2 = \omega_{01}^2 - \omega_{02}^2; \quad \omega_{01}^2 = \frac{1}{LC}; \quad \omega_{02}^2 = \frac{R^2}{4L};$$

$$h = \frac{R}{2L}; \quad \delta = \frac{h}{\omega_0} = \frac{R\sqrt{C}}{\sqrt{L}}.$$

Через параметри авторегресії можна виразити параметри δ і ω_h . Для випадку аперіодичної системи, коли корені характеристичного рівняння процесу авторегресії другого порядку z_1, z_2 дійсні та $\delta \geq 1$, тоді δ і ω_h визначаються таким чином:

$$\delta = \sqrt{\frac{\ln(-a_2)^2}{\left[\ln(-a_2)^2 - 4 \left(\cosh^{-1} \left(\frac{a_1}{2\sqrt{-a_2}} \right) \right)^2 \right]}},$$

$$\omega_h = f_q \sqrt{\frac{\ln(-a_2)^2}{4} - \left[\cosh^{-1} \left(\frac{a_1}{2\sqrt{-a_2}} \right) \right]^2},$$

де f_q — частота квантування; a_1, a_2 — параметри авторегресії.

Навпаки, параметри авторегресії можна виразити через параметри δ і ω_h таким чином:

$$a_1 = \exp(\mu_1/f_q) + \exp(\mu_2/f_q),$$

$$a_2 = -\exp[-(\mu_1 + \mu_2)/f_q],$$

де

$$\begin{aligned}\mu_1 &= -\delta\omega_0 + \omega_0\sqrt{\delta^2 - 1}; \\ \mu_2 &= -\delta\omega_0 - \omega_0\sqrt{\delta^2 - 1}.\end{aligned}$$

Для випадку коливальної системи, коли корені характеристичного рівняння процесу авторегресії другого порядку z_1, z_2 комплексні, і $\delta < 1$, параметри δ і ω_h визначаються за допомогою співвідношень:

$$\delta = \sqrt{\frac{\ln(-a_2)^2}{\left[\ln(-a_2)^2 + 4 \left(\cos^{-1}\left(\frac{a_1}{2\sqrt{-a_2}}\right)\right)^2\right]}},$$

$$\omega_h = f_q \sqrt{\frac{\ln(-a_2)^2}{4} + \left[\cos^{-1}\left(\frac{a_1}{2\sqrt{-a_2}}\right)\right]^2}.$$

В цьому випадку параметри авторегресії визначаються таким чином:

$$\begin{aligned}a_2 &= -\exp(-2\delta\omega_h)/f_q, \\ a_1 &= -2\sqrt{a_2} \cos 2\pi\omega_h/\omega_q.\end{aligned}$$

Представлені вище співвідношення покладено в основу розроблених алгоритмів і програм. Відзначимо, що в процесі розробки алгоритмів необхідне виконання співвідношення

$$\frac{\omega_h\sqrt{1-\delta^2}}{2\pi} < 2f_q.$$

Спектральна щільність потужності стаціонарного гільбертового випадкового процесу визначається як косинус-перетворення Фур'є кореляційної функції і для однорезонансної системи визначається так:

$$S(\omega) = \frac{Ah(\omega_0^2 + \omega^2) + B\omega_h^2(\omega_0^2 - \omega^2)}{(\omega_0^2 + \omega^2)^2 - 4\omega^2\omega_h^2},$$

де A, B — сталі, що залежать від ω_0, ω_h, h .

Корисним для моделювання є властивості ЛВП авторегресії, а саме можливість рекурентно оцінювати ядро лінійного процесу.

Досліджували також особливості та деякі властивості ЛВП авторегресії з періодичними структурами [5, 6], які є узагальненням стаціонарних ЛВП авторегресії. Їх особливістю є можливість їхнього застосування для опису негаусових періодичних випадкових сигналів.

Процесом авторегресії з періодично змінними параметрами авторегресії називається дійсний випадковий процес $\{\xi_t, t \in Z\}$, заданий на множині цілих чисел, який можна задати таким чином:

$$\xi_t + a_1(t-1)\xi_{t-1} + \dots + a_p(t-p)\xi_{t-p} = \zeta_t,$$

де $a_1(t), \dots, a_p(t)$ — параметри авторегресії, що змінюються періодично в часі з однаковим періодом T , тобто

$$a_1(t) = a_1(t+T), \dots, a_p(t) = a_p(t+T);$$

$p > 0, p \in Z$ — порядок авторегресії; ζ_t — випадковий процес з дискретним часом і незалежними значеннями, що має безмежно подільний закон розподілу.

Показано, що гільбертів процес авторегресії з періодично змінними в часі з однаковим періодом $T > 0$ параметрами авторегресії, породжуючий якого є випадковим процесом з незалежними значеннями і безмежно подільним законом розподілу, є ЛВП з дискретним часом і періодичним по t ядром.

Досліджено лінійний процес авторегресії, що має періодичну структуру породжуючого процесу. Показано, що лінійний процес авторегресії з періодичним породжуючим процесом є періодичним випадковим процесом в строгому сенсі.

Розглянуті вище процеси застосовували для моделювання вібрацій підшипників кочення електрических машин.

Прогнозування часу до відмов турбогенераторів за динамікою зміни параметра накопичення дефектів у статорі. Відмови ТГ відбуваються рідше, ніж іншого генеруючого обладнання (параметр потоку відмов — кількість відмов/на 1000 год роботи для ТГВ-200 різних модифікацій коливається в межах 0,029–0,113, а для ТГВ-300 — 0,153). Тривалість же простою всього енергоблоку через відмови ТГ обчислюється тижнями, а то й місяцями.

Ремонти з відновлення роботоздатності статора ТГ є найбільш трудомісткими. До основних відмов статора відносяться:

- пошкодження ізоляції стрижнів обмотки;
- розпушування активного заліза крайніх пакетів;
- ослаблення, затягування й поломка стяжних призм;
- руйнування системи кріплення осердя до корпуса генератора;
- замикання листів активної сталі й виникнення «пожеж заліза»;
- порушення системи вентиляції каналів осердя статора.

Механічні дефекти, що призводять до відмов ТГ, виникають, як правило, не відразу, а розвиваються поступово і за умов експлуатації можуть проявлятися у вигляді зміни вібраційних характеристик. Тому одним з основних методів контролю технічного стану ТГ у процесі експлуатації є вібродіагностика.

У даний час поточний контроль технічного стану генераторів під навантаженням оцінюється за значеннями віброхарактеристик, що знімаються з підшипників [7].

Оскільки зміна технічного стану генератора веде до зміни його віброхарактеристик, то після кожного капітального ремонту (КР) вони мають, як правило, інші значення, відмінні від значень після попередніх КР. Тому оцінювання зміни технічного стану за результатами віброхарактеристик

можна вести тільки в міжремонтний період. Віброхарактеристики до і після КР характеризують якість ремонто-відновлювальних робіт.

Віброхарактеристики на холостому ходу в процесі експлуатації в міжремонтний період характеризують наявність дефектів у роторі, підшипниках і фундаменті. Зміна віброхарактеристик під навантаженням пов'язана з технічним станом ротора і статора ТГ.

Найбільш інформативним показником є співвідношення віброхарактеристик на холостому ходу після КР й під навантаженням протягом всього міжремонтного періоду [8]. Для цього вводиться спеціальний параметр Δ , який характеризує наявність дефектів у статорі, а саме накопичення дефектів [9], і може мати такий вигляд:

$$\Delta = \frac{A_{x,x}}{A_{\text{наван}}} - \left(\frac{A_{\text{кр}} - A_{\text{наван}}}{A_{\text{наван}}} \right),$$

де $A_{x,x}$ — вертикальна складова амплітуди вібрації на холостому ходу (мкм, мм/с); $A_{\text{наван}}$ — вертикальна складова амплітуди вібрації при активному максимальному навантаженні або близькому до нього ($> 0,66N_{\max}$) (мкм, мм/с); $A_{\text{кр}}$ — граничне значення амплітуди вібрації, вище якої експлуатація ТГ не допускається.

Значення $A_{\text{кр}}$ приймаємо, виходячи з вимог ПТЕ [7] для ТГ, які працюють при 3000 об/хв: 7,1 $\text{мм}\cdot\text{s}^{-1}$ (65 мкм); при 1500 об/хв: 7,1· $\text{мм}\cdot\text{s}^{-1}$ (130 мкм).

Параметр Δ є критеріальною функцією критичного накопичення дефектів у статорі ТГ і вигляд її може змінюватися для кожного генератора [8–10].

За відсутності на даному етапі інших штатних видів вібродіагностики використання параметра Δ є розширення і класифікація інформації, що змінюється з існуючих штатних вібродатчиків. На підтвердження цього були проведені дослідження на основі показань вібродатчиків, встановлених на ТГ багатьох електростанцій України (Трипільської ТЕС, Старобешівської ТЕС, Київської ТЕЦ-5 та інших).

Для уніфікації статистичних даних і аналізу перш за все будуються статистичні моделі, вибір яких для кожного окремого випадку визначається, в тому числі й повнотою статистичних даних по кожному енергоблоку, що розглядається. Вони мають загальний вигляд [8]

$$\sigma = f(t, P, Q, \cos \phi),$$

де σ — параметр вібропроцесів; t — час; P і Q — активна та реактивна потужності відповідно; $\cos \phi$ — коефіцієнт потужності.

Статистичні моделі необхідні для того, щоб проаналізувати поведінку віброхарактеристик в часі до і після ремонтів при одинакових навантаженнях. Адже вібрації в часі на електростанціях реєструються дискретно для довільних значень активної й реактивної потужностей.

На основі даних про віброхарактеристики, що отримано для різних блоків для дискретних точок часу, активної та реактивної потужностей, будується багатофакторні регресійні залежності. Це дозволяє виявляти тенденції щодо поводження віброхарактеристик і при інтегральному накопиченні дефектів, а також побудувати залежності в часі для довільної потужності, в тому числі й для номінальної, котра може бути обрана як реперна для діагностування.

При задовільному стані статора параметр Δ має бути більше 1, тому що при холостому ході температура ротора і осердя статора невелика й щільність деталей статора, що з'єднуються в єдине ціле, мінімальна, а при навантаженні через підвищення температури осердя з'єднання його складових частин стає більш щільним.

Значення введеного параметра Δ для основної кількості генераторів, що перебувають в експлуатації, коливається переважно в межах від 1,0 до 10. У процесі експлуатації спостерігається тенденція зниження цього параметра, порівнюючи з тим, яке мало місце після ремонту статора генератора. Якщо прийняти параметр Δ після ремонту за 100 %, то зниження його за 1,5–2,5 роки експлуатації коливається в межах 15–55 %, залежно від значення коефіцієнта технічного використання генератора і якості його ремонту. Швидкість зменшення параметра Δ після досягнення ним 1,0 збільшується.

Якщо є дефекти (ослаблення стяжних призм, ослаблення кінцевих клинів і клинів підвіски статора, тріщини у зварних швах корпуса), то при наборі навантаження необхідна щільність не досягається й амплітуда вібрації подвійної частоти при подальшому накопиченні дефектів зростає, порівнюючи з амплітудою на холостому ходу, а параметр Δ стає менше 1, що свідчить про наявність дефектів у статорі, хоча показання вібродатчиків можуть і не виходити за припустимі межі.

Для безпечної експлуатації статора параметр Δ не повинен бути менше 0,7. Практично це значення можна вважати критерієм, після досягнення якого експлуатувати генератор небезпечно.

Основний парк ТГ на електростанціях України відробив понад 200 тис. год і технічний стан кожного ТГ є індивідуальним, хоча й відповідає технічним умовам експлуатації, так само як і якість проведених на ньому ремонтних робіт. Тому оцінювання технічного стану кожного ТГ повинне проводитися індивідуально обслуговуючим персоналом за запропонованими і апробованими методиками.

За динамікою зміни параметра Δ можна визнати час до відмови, що дає можливість значною мірою запобігти його раптові відмови. При використанні параметра Δ для оцінювання часу до можливої відмови необхідно визначити його значення після чергового нестабільного ремонту ТГ, швидкість його зниження в міжремонтний період

і визначити відомими методами, наприклад, по тренду параметра D , час, при якому цей параметр досягне критичного значення.

Параметр D у процесі експлуатації повинен оцінюватися при тих самих значеннях активної, реактивної потужностей і температури холодного газу, що впливають на значення віброхарактеристик.

Аналіз показує, що критичне значення — 0,7. Після його досягнення віброхарактеристики осередя різко зростають і, як наслідок, наявні дефекти протягом короткого часу досягають критичних значень і викликають аварійну зупинку ТГ.

Динаміка зміни в часі параметра D в міжремонтний період дозволяє визначати час до відмови ТГ, підтверджують дослідження низки електростанцій України. На рис. 1 наведено динаміку зміни в часі параметра D в міжремонтні періоди експлуатації ТГ для Старобешівської ТЕС, блок № 9 (рис. 1).

При цьому дані про основні механічні дефекти статора ТГ ТГВ-200 Старобешівської ТЕС (блок № 9), які усувалися в процесі КР, пов'язаних з виїмкою ротора, такі:

- в 1982 р. перед ремонтом $D = 0,89$, усунуто послаблення підвіски клинів статора, виконано переклинювання лобових частин статора на 40 %;
- в 1993 р. перед ремонтом $D = 0,456$, виконано реконструкцію кінцевих виводів статора і повне переклинювання лобових частин статора;
- в 1999 р. $D = 1,73$, усунуто послаблення клинів підвіски статора;
- в 2005 р. $D = 0,48$, виконано переклинювання кінцевих клинів обмотки статора на 50 % з боку турбіни і на 20 % з боку контактних кілець, ліквідовано послаблення пресування в зубцях;
- в 2009 р. $D = 0,38$, виконано аварійний ремонт, усунуто ушкодження обмотки статора, розбалансування клинів.

Аварійне вимкнення в 2009 р. відбулося через сильну вібрацію лобових частин статора, що було викликано нещільністю розклінювання лобових частин статора, що призвело до міжвіткового замикання обмоток. Параметр D прийняв мінімальне значення.

Обсяги ремонтних робіт статора тим більше, чим нижче був параметр D перед виведенням у ремонт. При значеннях $D = 0,6\text{--}0,8$ переклинюванню підлягали до 80 % пазових клинів.

Пошкодження обмотки статора ТГ було на

- Трипільській ТЕС, блок № 5 (ТГВ-300) при $D = 0,24$;
- Бурштинській ТЕС, блок № 1 (ТГВ-200) при $D = 0,65$;
- Старобешівської ТЕС, блок № 9 (ТГВ-200) при $D = 0,38$.

У цей час на ТГ, що мають значний наробіток 200–250 тис. год, домогтися під час КР високих (більше 5,0) значень параметра D не представляється можливим.

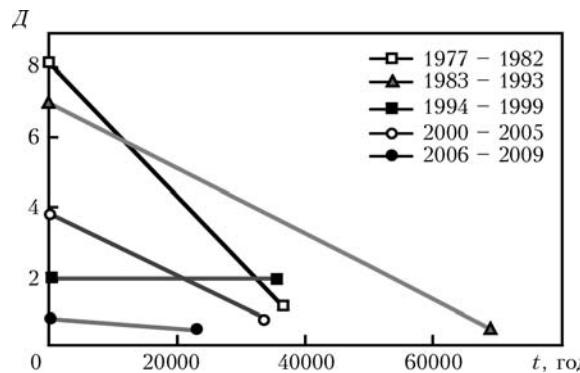


Рис. 1. Динаміка зміни параметра D (Старобешівської ТЕС, блок № 9) в часі в міжремонтні періоди експлуатації

Після КР в останнє десятиліття параметр D , як правило, не перевищує 5,0. Так, на Трипільській ТЕС його значення коливається для різних блоків і ремонтів навіть одного блока в межах 1,5–3,8; на Ладиженській ТЕС — 2,35–2,8, на Старобешівській ТЕС — 2,6–4,5.

Швидкість зниження параметра D для різних енергоблоків у міжремонтний період коливається в межах 0,3–0,8 од./рік.

Для більш точного визначення динаміки зміни параметра D варто враховувати таке напрацювання за контрольний період.

При досягненні параметром D значень 0,4–0,6 спостерігається дуже різке зниження D до 0,1–0,2 буквально протягом кількох днів експлуатації через підвищення вібрації під навантаженням.

Зупинки ТГ (Трипільська ТЕС, блок № 6; Ладиженська ТЕС, блоки № 2, 3; Старобешівська ТЕС, блок № 7) при значеннях $D < 0,6$ показали значні пошкодження в статорі: послаблення лобових клинів, перегрівання ділянок активної сталі, пошкодження зубчастої зони, послаблення й поломка стяжних призм, пошкодження кріплення осередя до корпуса ТГ.

На основі отриманих статистичних даних для Трипільської, Ладиженської, Старобешівської та інших ТЕС (табл. 1–4), знаючи вихідні значення параметра D після КР і швидкості зниження цього параметра при експлуатації, можна прогнозувати що до значення $D = 0,7\text{--}0,6$, коли подальша експлуатація стає небезпечною, проходить три-чотири роки. При оцінюванні за напрацюванням ТГ значення можуть бути скориговані. Це справедливо при відсутності інших видів ремонтів (поточних, середніх), тому що проведення цих ремонтів змінює значення вібродіагностичних характеристик при холостому ході й під навантаженням в результаті усунення низки дефектів, і аналіз параметра

Таблиця 1. Аварійні відключення турбогенераторів через пошкодження обмотки статора

ТЕС, № блока	Параметр D
Трипільська, 5	0,24
Бурштинська, 1	0,65
Старобешівська, 9	0,38

РЕСУРС

Таблиця 2. Значення параметра Δ при пошкодженнях в статорі ТГ ТГВ-300 на Тріпільській ТЕС

№ блока	Δ після КР	Δ перед КР	Швидкість зниження Δ , 1/рік	Пошкодження в статорі ТГ
1	2,04	0,8	0,25	Ослаблення клинів кріплення статора до деталей корпуса 6–8 шт. Зменшено щільність пазових клинів
3	1,88	0,18	0,34	10 % зварних швів, що лопнули. Розпушування в зубчастій зоні на глибину 50 мм. Ослаблення пазових клинів
6	2,25	0,65	0,4	Фретинг-корозія. Руйнування лакового покриття активного заліза. Ослаблення пазових клинів, стяжних призм (6 шт.)
Серія по блоках	2,1	0,9	0,24	По 8 КР блоків

Таблиця 3. Значення параметра Δ при пошкодженнях в статорі ТГ ТГВ-300 на Ладижинській ТЕС

№ блока	Δ після КР	Δ перед КР	Швидкість зниження Δ , 1/рік	Пошкодження в статорі ТГ
2	1,8	0,18	0,4	Ослаблення клинів статора 9 шт. Пошкодження зубців. Розпушування інших пакетів у зубцях. Переклинювання 41 шт.
3	2,6	0,55	0,45	Ослаблення клинів статора 12 шт. Ослаблення пресування бічних пакетів. Точкові підгари заліза статора — 5 точок. 80 % пазів підлягають переклинюванню
5	3,2	0,9	0,62	Ослаблення пресування. Листові замикання сталі зубця. Порушення ізоляції стрижнів обмотки. Частково виконане переклинювання пазів статора
Серія по блоках	2,4	0,8	0,42	По 6 КР блоків

Таблиця 4. Значення параметра Δ при пошкодженнях в статорі ТГ ТГВ-200 на Старобешівській ТЕС

№ блока	Δ після КР	Δ перед КР	Швидкість зниження Δ , 1/рік	Пошкодження в статорі ТГ	Пошкодження в статорі ТГ
11	3,05	0,358	0,45	0,45	Переклинювання кінцевих виводів (48 шт.). Ослаблення пресування. Замикання «трубка–трубка», «мідь–трубка»
12	2,9	1,0	0,38	0,38	Ослаблення клинів пружин підвіски статора, кінцевих клинів статора. Руйнування листового покриття
13	3,5	0,8	0,68	0,68	Ослаблення пресування. Незадовільний стан обмотки статора. Ослаблення клинів підвіски осерда
Серія по блоках	3,2	0,9	0,4	0,4	По 10 КР блоків

Δ потрібно проводити на відрізку часу між вказаними ремонтами.

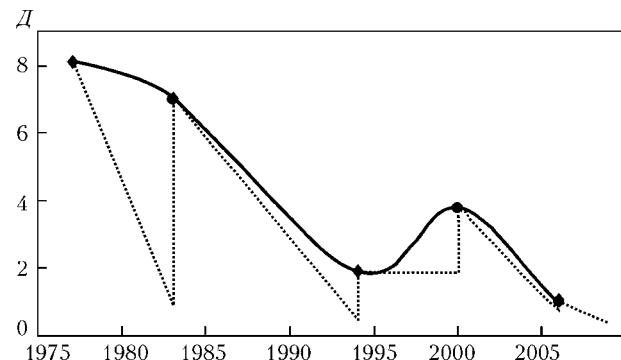


Рис. 2. Динаміка зміни параметра Δ в часі на Старобешівській ТЕС, блок № 9 після КР (суцільна крива) та в міжремонтні періоди експлуатації (штрихова)

Аналіз статистичних результатів також показав тенденцію в динаміці зниження надійності статорів ТГ не лише в міжремонтний період, а й в процесі тривалої експлуатації. Так, показник Δ для енергоблока № 9 Старобешівської ТЕС, починаючи з моменту його експлуатації, знижується після кожного КР (рис. 2).

Таким чином, ремонтні служби не можуть повністю відновити надійність статора енергоблока, очевидно, через зношування (зміни геометричних розмірів) в результаті тривалої експлуатації обмоток статора, клинів, пазів в активному залізі за умов вібрації.

Проведені комплексні дослідження показують, що використання тренду параметра Δ , що характеризує накопичення дефектів у статорі ТГ, є

більш достовірним для прогнозування часу до відмов електричних машин, особливо з урахуванням того, що досить часті випадки, коли вібрації ТГ були невисокі й відповідали нормативним значенням, а генератори зупиняли через відмову при значенні параметра D , меншим за 0,7.

Висновки

1. Аналіз показників надійності показує, що частота пошкоджень ТГ в маневрених режимах на даному етапі в середньому в 3–5 разів вища, ніж для ТГ, працюючих у базових режимах, і з часом експлуатації зростає. Крім того, підвищується собівартість електроенергії. Тому робота енергоблоків у базових режимах значно надійніша і економічніша. Проте і для ТГ, працюючих у базових режимах, актуальною є проблема підвищення надійності та подовження ресурсу. В роботі ця проблема розв'язується шляхом створення ефективних засобів діагностики і прогнозування відмов ТГ.

2. На основі зібраних статистичних даних і численних публікацій проаналізовано вплив різного типу дефектів на вібраційні характеристики ТГ. Показано, що інтегрально на вібраційні характеристики впливають не лише механічні пошкодження, а також і електрофізичні дефекти, що призводять до збурень в електричних і магнітних полях в повітряному зазорі і через обертаючий ротор виникають зміни вібрацій на опорах підшипників.

Виявлено таку закономірність: віброхарактеристики з часом експлуатації зростають незалежно від якості відновлювальних ремонтних робіт.

3. Розроблено ймовірнісну математичну модель вібрацій у вузлах ТГ, що базується на використанні теорії лінійних випадкових процесів. За допомогою імітаційного моделювання та аналізу експериментальних даних було показано, що розроблена модель з достатньою точністю описує реальні вібраційні процеси у вузлах ТГ. За результатами ймовірнісного аналізу розробленої моделі обґрунтовано діагностичні ознаки, кількісні оцінки яких дозволяють визначати технічний стан ТГ та прогнозувати відмови їх вузлів.

4. Побудовано статистичні моделі вібраційних процесів залежно від часу і параметрів режиму роботи для ТГ потужністю 300 МВт Трипільської ТЕС і Київської ТЕЦ-5. Ці моделі дозволяють дослідити поведінку віброхарактеристик у часі до і після ремонтів при однакових навантаженнях, що дає змогу з урахуванням дефектів, що ліквіduються в процесі ремонтів, визначити вплив цих дефектів на тенденцію зміни вібрацій.

Попередній аналіз показав, що характер залежності віброзміщень на опорах підшипників з боку турбіні й збудника від режимів і в часі близький, а значить на показання вібродатчиків, які встановлено у даних місцях, переважно впливає технічний стан ТГ. Це підтверджується аналізом залежностей, побудованих для вібрацій на підшипниках турбіні.

Побудовані моделі досить адекватно описують вібраційні процеси, хоча довірчі інтервали отриманих залежностей можуть бути досить значними у зв'язку з можливою малою вибіркою статистичних даних, а інтервал відхилень усіх побудованих залежностей (для різних блоків, потужностей, діапазону часу й т.п.) від значень вимірювань не перевищує 20 %, що показує на визначену детермінованість показань датчиків вібрацій, які встановлено на опорах ТГ, тобто ці дані перебувають у значимій кореляції з технічним станом ТГ, а випадкова складова впливає менш значимо.

5. На основі побудованих статистичних моделей проведено дослідження вібраційних характеристик ТГ до і після ремонтів з урахуванням видів дефектів, що призводили до відмов в роботі ТГ або просто були ліквідовані у процесі ремонтів.

Уточнено критерій граничного накопичення дефектів; критеріальну функцію у вигляді вертикальних вібрацій на опорах підшипників у навантажувальних режимах і режимі холостого ходу; обмеження, що накладаються на дану функцію. Числові показники в критерії можуть бути задані для групи генераторів. Як показали останні відмови генераторів, вони описуються даним критерієм. При цьому в більшості варіантів відмов значення вібрації були значно нижчі за нормативні.

6. Здійснено збір статистичних даних для енергоблоків Ладижинської ТЕС для розробки методики визначення залишкового часу до чергової відмови ТГ. Проведено первинний аналіз отриманих статистичних даних, який вказує на можливість розробки зазначененої методики.

1. Городжа К.А., Мислович М.В., Сисак Р.М. Моделювання відгуків електротехнічного обладнання на ударний вплив та використання його результатів при створенні автоматизованих систем діагностики // Вісн. Нац. ун-ту «Львівська політехніка». — 2009. — № 654. — С. 65–70.
2. Марченко Б.Г. Метод стохастических интегральных представлений и его приложения в радиотехнике. — Київ: Наук. думка, 1973. — 192 с.
3. Gorodzha K. Analysis of response of power electrical equipment due to impact excitation // Proc. of IX Intern. workshop «Computational problems of electrical engineering». — Sept. 16–20, 2008, Alushta, Ukraine. — P. 41–43.
4. Марченко Б.Г., Мислович М.В. Вибродіагностика підшипниковых узлов електрических машин. — Київ: Наук. думка, 1992. — 195 с.
5. Зварич В.Н., Марченко Б.Г. Линейные процессы авторегрессии с периодическими структурами как модели вибрационных сигналов // Электрон. моделирование. — 2011. — № 2. — С. 25–32.
6. Зварич В.Н., Марченко Б.Г. Линейные процессы авторегрессии с периодическими структурами как модели информационных сигналов // Изв. вузов. Радиоэлектроника. — 2011. — № 7. — С. 25–30.
7. Техническая эксплуатация электрических станций и сетей. Правила. — Київ, 2003. — 630 с.
8. Титко А.И., Ахременко В.Л., Титко В.А. Оценка состояния статора турбогенератора по показаниям штатных вибродатчиков // Енергетика та електрифікація. — 2011. — № 1. — С. 36–40.
9. Титко В.О. Статистичні моделі вібраційних процесів для діагностики турбо- і гідрогенераторів // Гідроенергетика України. — 2011. — № 3/4. — С. 43–45.
10. Пат. на корисну модель № 57079. Спосіб безперервного контролю технічного стану статора генератора / О.І. Титко, В.Л. Ахременко, В.О. Титко, 2011.

ПРОЕКТ 5.6

Розробка системи дистанційної магнітодіагностики цілісності феромагнітних конструкцій енергетичного обладнання

УДК 624.318:519.632

СИСТЕМА ДИСТАНЦІЙНОЇ МАГНІТОДІАГНОСТИКИ ЦІЛІСНОСТІ ФЕРОМАГНІТНИХ КОНСТРУКЦІЙ

Чл.-кор. НАН України **В.Ю. РОЗОВ, С.Ю. РЕУЦЬКИЙ, О.Ю. ПИЛЮГИНА,**
П.М. ДОБРОДЕЄВ, кандидати техн. наук, А.В. ЄРІСОВ, інж.
(Наук.-техн. центр магнетизму технічних об'єктів НАН України)

Сформульовано основні положення методу дистанційної магнітодіагностики цілісності феромагнітних конструкцій та створено фізичний макет системи дистанційної магнітодіагностики. Наведено опис та результати експериментальних досліджень створеного фізичного макету на об'єктах паливно-енергетичного комплексу, що підтвердили працездатність запропонованого методу. Показано, що розроблену систему дистанційної магнітодіагностики доцільно використовувати для постійного дистанційного моніторингу закритих трубопроводів і попереднього виявлення ділянок з можливими дефектами, які в подальшому можуть більш детально діагностуватися традиційними методами при організації доступу до поверхні трубопроводів.

Ключові слова: феромагнітні конструкції, фізичний макет, дистанційна магнітодіагностика, моніторинг трубопроводів

Методи магнітної дефектоскопії (магнітодіагностики) є одними з найпоширеніших неруйнівних методів визначення технічного стану відповідальних феромагнітних конструкцій енергетичного обладнання та трубопровідного транспорту (котлів, трубопроводів, опорних елементів енергоблоків електростанцій тощо). Суть цих методів полягає у визначенні наявності та розташування дефектів, пов'язаних з порушенням цілісності феромагнітної конструкції (тріщини, дірки, раковини тощо) на основі виявлення аномалій магнітного поля намагніченої феромагнітної конструкції, що спричинені виникненням дефекту.

Відомі засоби магнітодіагностики (магнітні дефектоскопи) функціонують на основі вимірювання розподілу індукції магнітного поля поблизу зовнішньої або внутрішньої поверхні, попередньо намагніченої в сильному тестовому магнітному полі феромагнітної конструкції з подальшою обробкою результатів вимірювань для фіксації дефекту. Основною умовою ефективного використання цих систем магнітодіагностики є можливість фізичного доступу до поверхні феромагнітної конструкції для її попереднього намагнічування та подальшого вимірювання магнітного поля. Однак цю умову складно виконати для таких конструкційних елементів енергетичного обладнання, як трубопроводи та котли теплоелектростанцій, що мають товстий шар термоізоляції, а також для підземних трубопроводів. Тому розвиток дистанційних методів магнітодіагностики, заснованих на вимірюванні розподілу

індукції природного (без тестового намагнічування) зовнішнього магнітного поля феромагнітного об'єкту та на відстані від його поверхні, є актуальнюю науковою задачею, якій у світі приділяється значна увага [1, 2].

Теоретичні основи побудови системи дистанційної магнітодіагностики. Реалізація методу дистанційної магнітодіагностики (ДМД) та створення систем ДМД є складною науково-технічною задачею, яка потребує вирішення оберненої задачі магнітостатики — відновлення розподілу намагніченості в структурі об'єкту за даними вимірювань його зовнішнього магнітного поля в умовах слабкого (з магнітною індукцією меншою за 1 мГл) зашумленого нерегулярного сигналу. Ця задача вирішена авторами проекту на попередніх етапах роботи [3].

Основні положення запропонованого авторами методу ДМД цілісності феромагнітних конструкцій енергетичного обладнання [3] містять послідовність таких дій: визначення масиву вихідних даних про зовнішнє магнітне поле; виключення ділянок залежностей, характерних для цілісних конструкцій; обробка даних вимірювання з використанням перетворення Фур'є; фільтрація вихідних даних згладжуванням Фур'є-функцій; вирішення рівняння згортки регуляризацією перетворення Фур'є; рішення оберненої задачі та визначення локальних намагніченостей в об'ємі діагностованого об'єкта; ідентифікація локальних намагніченостей як видів порушення цільності феромагнітних конструкцій об'єкту.

За об'єкти для відпрацювання методу ДМД обрано трубопроводи об'єктів паливно-енергетично-го комплексу та комунальної енергетики України.

Метод розрахунку розподілу намагніченості за даними вимірювання полягає в наступному. Оскільки «магнітний образ» трубопроводу уявляється нескінченою ниткою з розподіленою уздовж намагніченістю [4], інтегральне рівняння для розподілу намагніченості $J(\xi)$ записується у вигляді

$$\int_{-\infty}^{\infty} J(\xi)K(x - \xi)d\xi = f(x), \quad -\infty \leq x \leq +\infty, \quad (1)$$

де $K(x - \xi|\delta, y) = K_1(x - \xi|\delta, y) - K_1(x - \xi|-\delta, y)$ — база градіентометра; $K_1(x - \xi) = \frac{3(x - \xi)^2 y}{[(x - \xi)^2 + y^2]^{5/2}}$ — для поперечної компоненти поля $H_y(x, y)$; $K_1(x - \xi) = \frac{3(x - \xi)^2}{[(x - \xi)^2 + y^2]^{5/2}} - \frac{1}{[(x - \xi)^2 + y^2]^{3/2}}$ — для поздовжньої компоненти поля $H_x(x, y)$.

Важливо зазначити, що вираз (1) має вигляд рівняння згортки, з якого розподіл намагніченості можна отримати з використанням перетворення Фур'є.

Фур'є-перетворення згортки дорівнює добутку Фур'є-перетворень підінтегральної функції і ядра [5]:

$$\Im[J](\omega)\Im[K](\omega) = \Im[f](\omega). \quad (2)$$

Звідси випливає, що

$$\begin{aligned} \Im[J](\omega) &= \frac{\Im[f](\omega)}{\Im[K](\omega)} \rightarrow J(x) = \\ &= \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{\Im[f](\omega)}{\Im[K](\omega)} e^{-i\omega x} d\omega. \end{aligned} \quad (3)$$

Вираз (3) є формальним рішенням задачі відновлення розподілу намагніченості за даними вимірювання магнітного поля. Однак її практичному використанню перешкоджають помилки вимірювання значення індукції магнітного поля. Слід зазначити, що задачі (1)–(3) відносяться до так званих некоректних обернених задач, особливістю яких є величезне зростання помилки рішення при незначній помилці початкових даних (даних вимірювання). Для отримання стійкого рішення використано згладжування даних вимірювання та підвищення стійкості рішення за допомогою методу регуляризації лінійних рівнянь з майже виродженою матрицею [3, 6].

Створення фізичного макета системи дистанційної магнітодіагностики. Основні теоретичні та методичні положення методу ДМД реалізовано у фізичному макеті системи ДМД, розробленому для ДМД технічного стану трубопроводів різноманітного призначення, в тому числі і підземних (рис. 1). У відповідності з розробленим методом ДМД вимірюваним параметром є градієнт магнітної індукції [4].

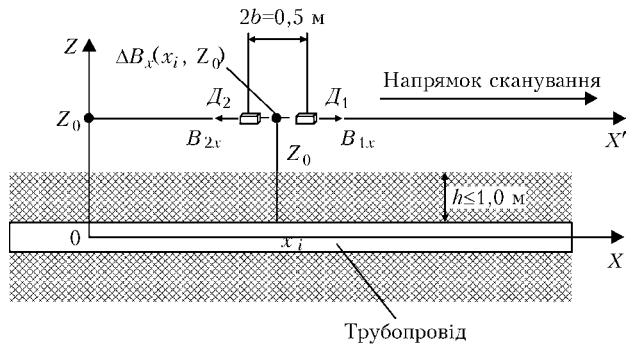


Рис. 1. Принцип формування масиву вихідних даних градієнту $\Delta B_x(x_i, Z_0)$ магнітного поля трубопроводу

«Магнітний образ» трубопроводу являє собою певний розподіл намагніченостей, орієнтованих вздовж трубопроводу. Тому фізичний макет системи ДМД розроблено для проведення прямих вимірювань градієнту магнітної індукції ΔB_x в поздовжньому напрямку трубопроводу (вісь X) та побудови магнітограмами $\Delta B_x(x_i, Z_0)$, де Z_0 — відстань між трубопроводом та лінією вимірювань, яка залишається незмінною ($Z_0 = \text{const}$):

$$\Delta B_x(x_i, Z_0) = B_{1x} - B_{2x}.$$

Відповідно до нормативних документів [7] заглиблення підземних магістральних трубопроводів складає $h = 0,8\text{--}1,0$ м до поверхні землі, що обумовлює віддаленість $Z_0 \approx (0,9\text{--}1,2)$ м лінії вимірювань ($0 - X'$) градієнту магнітного поля і дозволяє визначити оптимальну базу градіентометру [3]:

$$2b = 0,5 \text{ м.}$$

Структурно система ДМД містить мобільний та стаціонарний блоки (рис. 2). Мобільний складається з блоку первинних датчиків магнітного поля B_{1x}, B_{2x} , за допомогою яких вимірюється градієнт магнітного поля об'єкту $\Delta B_x(x_i, Z_0)$ на відстані Z_0 від поверхні об'єкта; блоку фіксації результатів вимірювань градієнту ΔB_x ; координатного пристроя — блоку, який визначає розташування x_i первинних датчиків стосовно трубопроводу; блоку, в якому провадиться архівування результатів вимірювань $\Delta B_x(x_i, Z_0)$ у заданому форматі, та блоку сполучення зі стаціонарною частиною системи діагностики. Стaціонарний блок являє собою обчислювальний комплекс (комп'ютер) з відповідним програмним забезпеченням, в якому здійснюється фільтрація та згладжування результатів вимірювань, а також рішення оберненої задачі — визначення локальних намагніченостей на ділянках об'єкту $J_x(x_i, Z_0)$ та ідентифікація дефектів. Запропонована структура системи ДМД відтворена у фізичному макеті (рис. 3).

Через вкрай обмежене фінансування роботи за проектом фізичний макет системи ДМД створювали на основі існуючих пристріїв і обладнання без витрат на придбання спеціального обладнання, пристріїв та комплектуючих, без розробки та виготовлення прецизійних систем позиціонування гра-

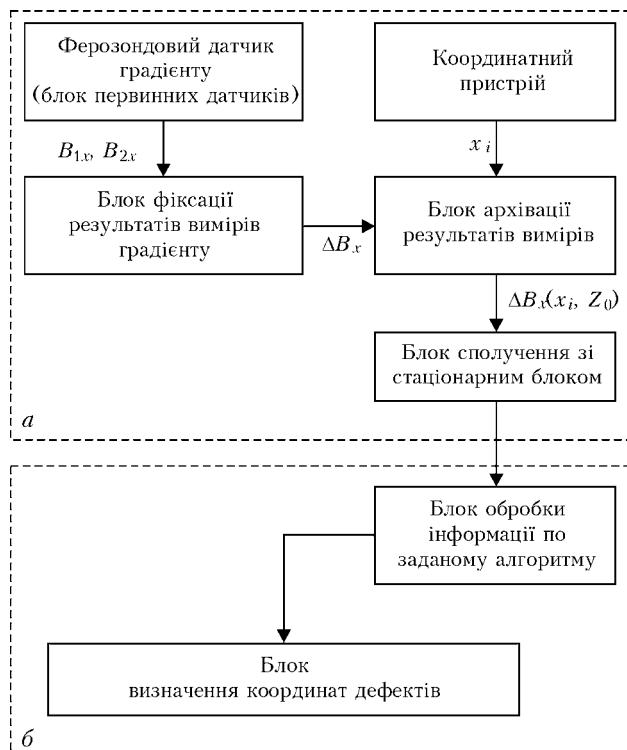


Рис. 2. Структурна схема системи ДМД цілісності феромагнітних конструкцій об'єктів енергетики: *a* — мобільна; *b* — стаціонарна частина

діентометру, і тому він не є оптимальним за своїми метрологічними та діагностичними параметрами.

Блок первинних датчиків магнітного поля B_{1x}, B_{2x} являє собою датчик градієнту 1 на основі двох диференційно включених ферозондових датчиків D_1 і D_2 . Датчики однокомпонентні, їх магнітні осі зорієнтовані вздовж осі X . Базу, на якій встановлені датчики, обирали на основі раніше сформульованих технічних вимог до макету ($2b = 0,5$ м) [3]. Конструктивно датчики магнітного поля встановлені на немагнітній базі. Датчики D_2 закріплено стаціонарно, а D_1 виконано з можливістю регулювання напрямку його магнітної осі. Призначення цього прецизійного вузла регулювання орієнтації датчика D_1 — настроювання паралельності магнітних осей датчиків D_1, D_2 градієнтометра.

За блок фіксації результатів вимірювань градієнту в макеті обрано наявний магнітometр 2 (рис. 3) типу Magnetoscop 1.069, який має необхідну чутливість і дозволяє фіксувати результати вимірювань у цифровому форматі з інтервалом в 1 с. Як виявлено в процесі експерименту, низька швидкодія цього магнітometру значно обмежує діагностичні можливості створеного макету ДМД.

Оскільки $Z_0 = \text{const}$, то положення градієнтометра відносно трубопроводу визначатиметься тільки координатою x_i в системі лінійних координат осі (0 – X) трубопроводу (рис. 1). Тому як координатний пристрій для визначення місцеположення x_i первинних датчиків відносно трубопроводу використовували рулетку 3 (рис. 3).

Архівування вимірювань градієнту ΔB_x та поточної лінійної координати x_i трубопроводу здійснюється

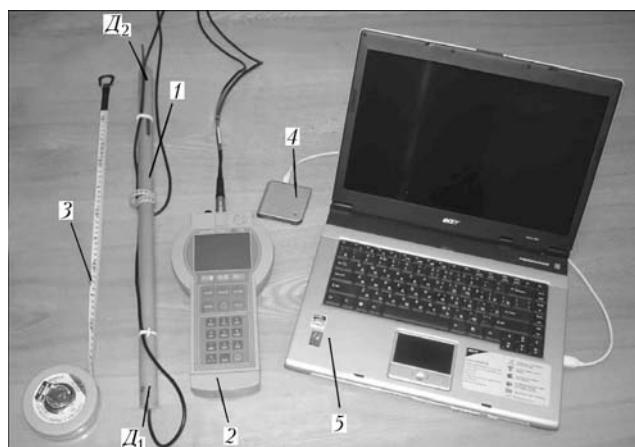


Рис. 3. Фізичний макет системи ДМД: 1 — ферозондовий датчик; 2 — магнітметр Magnetoscop 1.069; 3 — рулетка; 4 — пристрій обміну даних; 5 — комп’ютер з розробленим програмним забезпеченням

в блоці пам’яті базового магнітметра Magnetoscop 1.069. Результати вимірювань формуються таким чином:

Номер точки маркування	1	...	$n - 1$
Градієнт магнітного поля	$\Delta B_1(x_1)$...	$\Delta B_{n-1}(x_{n-1})$

Номер точки маркування	n	$n + 1$...	N
Градієнт магнітного поля	$\Delta B_n(x_n)$	$\Delta B_{n+1}(x_{n+1})$...	$\Delta B_N(x_N)$

Після проведення вимірювань градієнту ΔB_x магнітного поля в точках $(1, 2, \dots, n - 1, n, n + 1, \dots, N)$ при $Z_0 = \text{const}$ визначається залежність $\Delta B_x(x_i, Z_0)$ у дискретній формі.

Інформація про розподіл магнітного поля $\Delta B_x(x_i, Z_0)$ трубопроводу в дискретному вигляді передається з блоку архівування через пристрій обміну даних 4 до комп’ютера 5 з розробленим програмним забезпеченням, яке реалізує запропонований алгоритм рішення оберненої задачі магнітостатики, тобто визначення локальних намагніченостей на ділянках об’єкту $J_x(x_i, Z_0)$. За результатами розподілу відновленої намагніченості здійснюється ідентифікація дефектів.

Експериментальні дослідження фізичного макету системи ДМД. Дослідження проводились на таких об’єктах паливно-енергетичного комплексу України:

- придніпровські магістральні нафтопроводи НАК «Нафтогаз України» — ділянка 417-го км траси підземного магістрального нафтопроводу «Лисичанськ–Кременчуцьк» діаметром 1020 мм, товщиною стінки 10 мм, дві ділянки 144-го км траси підземного магістрального нафтопроводу «Глинсько-Розбишівська–Кременчуцьк» діаметром 530 мм, товщиною стінки 8 мм. Глибина залягання трубопроводів складає 1 м; крок вимірювань — 0,25 м;
- комунальний газопровід діаметром 500 мм ПАТ «Харківміськгаз» — відкриті ділянки газо-

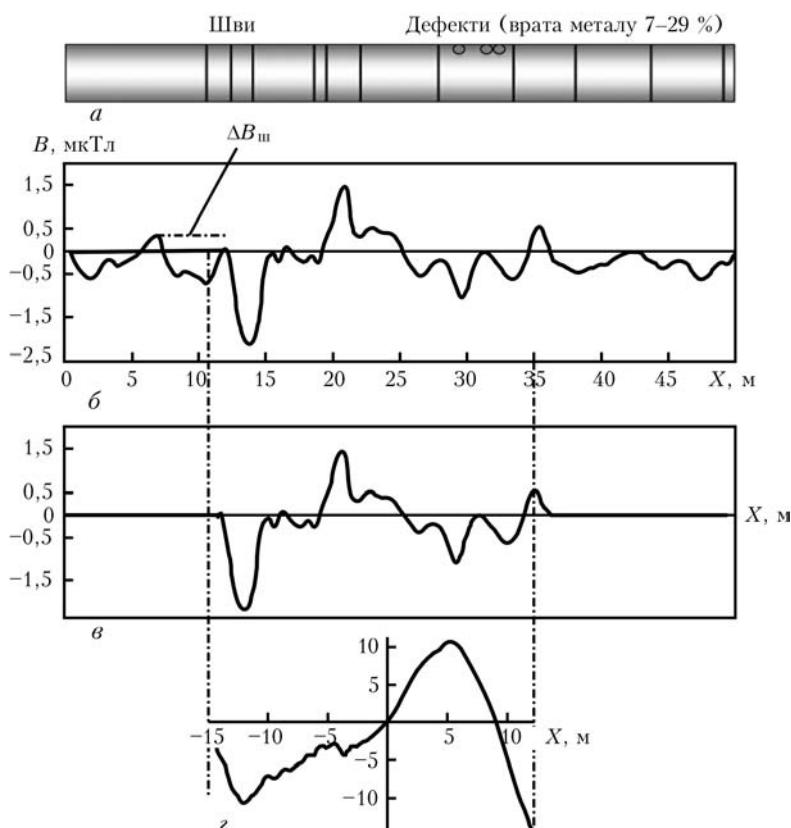


Рис. 4. Ділянка магістрального нафтопроводу «Лисичанськ–Кременчук» (діаметр труби 1020 мм, довжина ділянки 50 м, крок вимірювань 0,5 м) (а); б – вихідне значення градієнту індукції ΔB ; в – її відновлений розподіл намагніченості J ; г – відфільтрована магнітограма

проводу мають довжину 10 м та 3 м; відстань між трубопроводом та лінією вимірювачів складає 1 м. Крок вимірювань – 0,1 м.

Результати експериментальних досліджень магістральних нафтопроводів представлені на прикладі ділянки 417-го км траси підземного нафтопроводу «Лисичанськ–Кременчук» довжиною 50 м з трьома дефектами, попередньо визначеними методом внутрішньотрубної дефектоскопії (рис. 4, а).

В процесі експерименту за допомогою створеного фізичного макету системи ДМД побудовано вихідну магнітограму цієї ділянки трубопроводу (рис. 4, б) і проведено її фільтрацію (рис. 4, в), що є основою для визначення відновленої намагніченості трубопроводу (рис. 4, г).

Як свідчить експеримент (рис. 4), фізичний макет системи ДМД дозволяє отримати вихідні дані для побудови магнітограм трубопроводів при глибині їх залягання, що дорівнює 1–2 діаметрам трубопроводу. В цьому випадку вірогідність визначення дефектів зменшується при проходженні трубопроводами внутрішньотрубної дефектоскопії і намагнічені сильним тестовим магнітним полем, що спричиняє підвищений рівень їх фонового магнітного поля, яке перешкоджає при вимірюваннях.

Крім того, фізичний макет системи ДМД не дозволяє діагностувати пошкодження трубопроводу, розміри яких суттєво (у понад 5 разів) менші за крок вимірювань (250 мм), який реалізується на створеному макеті системи ДМД у з'язку з його низькою швидкодією та великою похибкою ручно-

го позиціонування. Особливо це стосується трубопроводів, що пройшли внутрішньотрубну дефектоскопію і мають значний рівень фонового магнітного поля. Для виявлення пошкоджень з малими лінійними розмірами необхідна розробка спеціалізованого градієнтометра з істотно (у 20–100 разів) більшою швидкодією та на порядок більш точним його позиціонуванням, а це потребує створення спеціалізованої системи позиціонування.

Аналіз результатів експериментів на магістральних нафтопроводах дає можливість зробити припущення, що ця система ДМД дозволяє визначати ділянки з підвищеною механічною напруженістю металу через спричинену напруженістю зміну намагніченості, що виникає при провисі трубопроводу або під дією інших зовнішніх факторів та фіксується системою ДМД. Однак для підтвердження вказаної припущення (що важливо для визначення остаточного ресурсу трубопроводів) про необхідність проведення додаткових експериментальних досліджень з більш досконалою системою ДМД.

Результати експериментальних досліджень макету системи ДМД на відкритому комунальному трубопроводі наведено на прикладі ділянки довжиною 3 м, на якій візуально визначені місця зі зварювальними швами та латками (рис. 5, а), що є джерелами локальної намагніченості. На відміну від розглянутого вище магістрального нафтопроводу, цей газопровід не проходить внутрішньотрубну магнітну дефектоскопію та не має фонового магнітного поля.

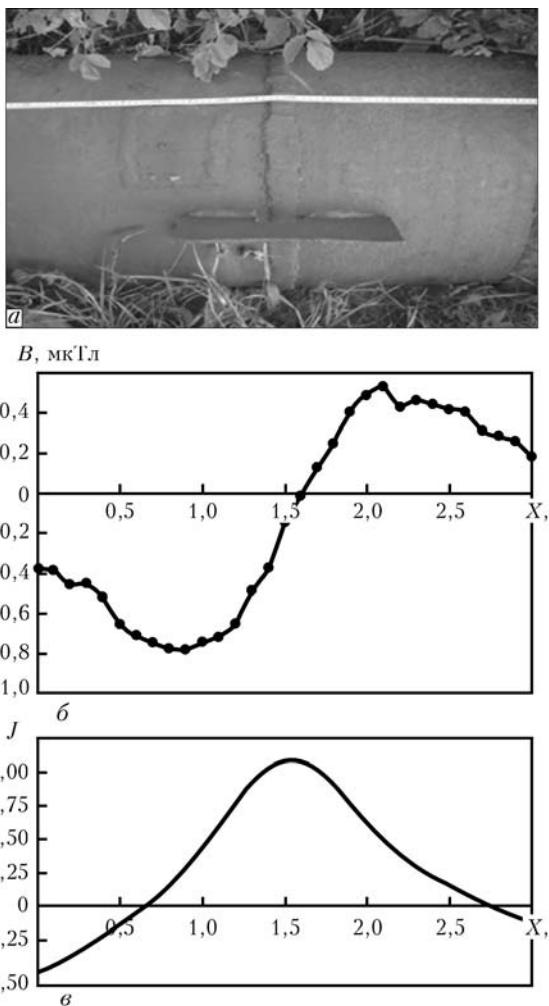


Рис. 5. Ділянка комунального газопроводу ПАТ «Харківміськгаз» у м. Харкові (діаметр труби 500 мм, довжина ділянки 3 м, крок вимірювань 0,1 м): а — дефекти (шов зварювання та приварена пластина); б — вихідне значення градієнту індукції ΔB ; в — відновлений розподіл намагніченості J

Аналіз вихідної магнітограми системи ДМД (рис. 5, б) та відновленої намагніченості (рис. 5, в) комунального газопроводу підтверджує, що фізичний макет системи ДМД дозволяє визначити координати та магнітні параметри локальних намагніченостей на ділянках цього трубопроводу. Експериментально підтверджено взаємозв'язок між джерелами визначених локальних намагніченостей та відповідними порушеннями цілісності трубопроводу — дефектами або доданими в його конструкцію нехарактерними конструктивними елементами (привареними пластинами, зварювальними швами тощо).

Висновки

1. На основі розроблених в Науково-технічному центрі магнетизму технічних об'єктів НАН України методу числового рішення задачі ідентифікації дефектів феромагнітних об'єктів, спричинених втратою металу, та методу формування масиву даних для вирішення обернених задач магнітостатики сформульовані основні положення методу ДМД цілісності феромагнітних конструкцій енер-

гетичного обладнання та його фізичної реалізації у вигляді системи ДМД.

2. Створено фізичний макет системи ДМД цілісності протяжних феромагнітних об'єктів (трубопроводів) та розроблено методику ДМД цілісності трубопроводів, яка визначає послідовність дій, що забезпечують діагностику цілісності феромагнітних конструктивних елементів об'єкту.

3. Результати експериментальних досліджень фізичного макету системи ДМД та розробленої методики діагностування, виконані на Придніпровських магістральних нафтопроводах НАК «Нафтогаз України» та на комунальному газопроводі ПАТ «Харківміськгаз», в цілому підтвердили працевздатність запропонованого методу ДМД цілісності феромагнітних конструкцій, в тому числі алгоритму чисельного рішення оберненої задачі відтворення локальних намагніченостей трубопроводу шляхом математичної обробки вимірюваних значень індукції зовнішнього магнітного поля трубопроводу.

4. Результати експериментальних досліджень системи ДМД показали, що її можна рекомендувати для організації дистанційного магнітного моніторингу підземних трубопроводів із заданою періодичністю, що дозволить відслідковувати зміни в їх магнітному стані і виявляти ділянки з можливими дефектами, які необхідно остаточно діагностувати більш точними методами, реалізованими при доступі до поверхні труби.

5. Створений у рамках проекту фізичний макет системи ДМД через обмеження фінансування виготовлено на основі існуючих пристріїв та обладнання, тому має значну інструментальну похибку, що не дозволяє реалізувати всі переваги розробленого методу. Для уточнення масштабів та напрямків подальшого впровадження системи ДМД необхідна розробка, виготовлення та експериментальна перевірка дослідного зразка системи ДМД, який необхідно виготовити на основі спеціалізованого прецизійного градієнтометра високої швидкодії та високоточної системи позиціонування його датчиків відносно об'єкту діагностування.

1. Igarashi H., Honma T. A direct reconstruction of magnetic charges for non-destructive testing, Electromagnetic Nondestructive Evaluation ДМД. — IOS Press, 2002. — Р. 30–36.
2. Горшевский В.П., Камаева С.С., Колесников И.С. Обзор новых магнитных методов неразрушающего контроля // Территория нефтегаз. — 2005. — № 5. — С. 33.
3. Розов В.Ю., Речицкий С.Ю., Пилигіна О.Ю. Розвиток методів ідентифікації внутрішніх джерел магнітного поля технічних об'єктів за даними зовнішніх вимірювань // Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин: Зб. наук. ст. за результатами, отриманими в 2007–2009 рр. — Кінськ: Інститут електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України, 2009. — С. 344–348.
4. Розробка нових методів ідентифікації внутрішніх джерел магнітного поля технічних об'єктів за даними зовнішніх вимірювань: Звіт за програмою «Ресурс», проект 5.8. № 0107U004197. — Харків, 2006. — 183 с.
5. Полянин А.Д., Манзююroe А.В. Справочник по інтегральним уравненям: Точні розв'язання. — М.: Факториал, 1998. — 354 с.
6. Арсенин В.Я., Савелова Т.И. О применении метода регуляризации с интегральными уравнениями первого рода типа свертки // ЖВМ и МФ. — 1969. — 9, № 6. — С. 21–33.
7. СНиП 2.05.06–85. Строительные нормы и правила. Магистральные трубопроводы. — М., 1997. — 56 с.

ПРОЕКТ 5.7

Подовження ресурсу котлотурбінного устаткування за рахунок зменшення корозійного та ерозійного руйнування на основі методів підготовки і контролю якості живильної води і пари

УДК 628.147.22

ПУТИ СНИЖЕНИЯ КОРРОЗИОННОГО И ЭРОЗИОННОГО РАЗРУШЕНИЯ ЭНЕРГЕТИЧЕСКОГО ОБОРУДОВАНИЯ ПРИ УСОВЕРШЕНСТВОВАНИИ МЕТОДОВ ПОДГОТОВКИ ПИТАТЕЛЬНОЙ ВОДЫ

Чл.-кор. НАН Украины А.А. ТАРЕЛИН, В.Г. МИХАЙЛЕНКО, канд. техн. наук, З.П. ГИЛЬ, О.И. КНЯЗЕВА,
Е.Ф. ЛУКЬЯНОВ, А.Е. ХИНЕВИЧ, инженеры
(Ин-т проблем машиностроения им. А.Н. Подгорного НАН Украины)

Разработана методика определения малых количеств органических веществ в очищенной воде с чувствительностью 0,2 мг / дм³ бихроматной окисляемости. Установлено, что существующая на электростанциях технология водоподготовки имеет предел по снижению ХПК воды приблизительно 1,2–1,3 мг / дм³, что приводит к появлению в паре кислых примесей и водорода, вызывающих окрупчивание и коррозию энергетического оборудования. Определены структура и параметры функциональной схемы водоподготовки на ТЭС и ТЭЦ, минимизирующей содержание в питательной воде как минеральных, так и органических примесей, что позволит снизить коррозию и эрозию энергетического оборудования и увеличить ресурс его работы.

Ключевые слова: водоподготовка, органические примеси, коррозия, электромембранные методы

Глубина очистки питательной воды является фактором, определяющим надежность работы энергетического оборудования. При использовании последнего на сверхкритических параметрах особое значение приобретает отсутствие в воде органических примесей. Попадая в пар высоких параметров, указанные примеси реагируют с молекулами воды, образуя коррозионно-активные кислые газы и эрозионно-активный водород. Для надежной работы энергетического оборудования концентрация указанных загрязнений в питательной воде должна быть как можно ниже и ни в коем случае не должна превышать 1 мг / дм³ по окисляемости [1].

Однако на сегодня методика химического определения таких малых значений полной окисляемости воды отсутствует, а импортные приборы для точного определения малых концентраций органических веществ слишком дороги. Сотрудниками Института проблем машиностроения разработана методика бихроматометрического определения малых концентраций органических веществ в питательной воде [2], заключающаяся в окислении органических примесей хромовой смесью в присутствии концентрированной серной кислоты. Учитывая, что электростанции Украины для производства питательной воды используют воду из поверхностных водоемов, данная методика может использоваться для определения органических ве-

ществ в очищенной воде. Она позволяет определять концентрацию органических веществ от 0,2 мг / дм³ и более. Данная методика была применена для анализа работы установок водоподготовки тепловых электростанций, а также для разработки концепции водоподготовки, предназначенной для глубокого удаления органических веществ.

Все электростанции Харьковской области расположены в бассейне реки Северский Донец. ТЭЦ-2 Эсхар расположена в пос. Эсхар Чугуевского района у места впадения в Северский Донец крупного правого притока – р. Уды. По расходу воды р. Уды лишь немного уступает Северскому Донцу. Однако по сведениям Харьковского областного управления охраны природы до 80 % стока р. Уды составляют очищенные сточные воды Харьковской городской канализации. Забор воды электростанция осуществляется из р. Уды несколько выше ее устья. Концентрация синтетических поверхностно-активных веществ (СПАВ), например, в воде, забираемой станцией на охлаждение, настолько велика, что пена на водосбросе электростанции достигает 0,5 м. Бихроматная окисляемость воды в месте водозабора составляет в среднем 30 мг / дм³. Змиевская ТЭС осуществляет забор воды из р. Северский Донец (70 %) и из озера Лиман (30 %) в районе поселка Комсомольское. Этот поселок расположен ниже места впадения р. Уды в Северский Донец и отстоит от Харькова (по течению рек) более чем на 100 км. Концент-

Таблица 1. Остаточные концентрации бихроматного ХПК в воде по стадиям очистки

Номера проб	ТЭЦ-2 Эсхар			Змиевская ТЭС*			ТЭЦ-5			
	1	2	3	1	2	3	1	2	3	
Остаточные концентрации бихроматного ХПК в воде, мг/дм ³	Исходная вода	25	22	26	38	40	38	21	20	19
	Вода после известкования и механической очистки	7,2	7,8	7,6	7,8	7,7	7,6	10	11	10
	H ⁺ -катионирование I ступени	11,5	13,0	12,0	—	—	—	—	—	—
	OH ⁻ -анионирование I ступени	9,6	10,0	9,8	4,0	4,2	4,1	6,2	6,2	6,0
	OH ⁻ -анионирование II ступени	2,8	2,9	2,6	1,0	1,1	1,0	0,9	1,2	1,0
	OH ⁻ -анионирование III ступени (фильтры смешанного действия)	1,2	1,3	1,3	1,3	1,3	1,2	1,2	1,1	1,0

* Станция на 30 % питается водой из озера Лиман с высокой окисляемостью и значительными донными отложениями органических веществ.

рация органических веществ в этой воде 22 мг/дм³. В наилучшем положении находится харьковская ТЭЦ-5, поскольку она снабжается водой из р. Уды, забор которой осуществляется выше г. Харькова. Речная вода здесь еще чистая и не загрязнена городскими коммунальными и промышленными стоками. Содержание органики в этой воде 18–21 мг/дм³.

Что касается экономических условий водоподготовки, то они также наилучшие на ТЭЦ-5. В наихудшем положении находится ТЭЦ-2 Эсхар. Змиевская ТЭС по экономическим условиям водоподготовки находится в промежуточном положении.

Таким образом, в качестве модельных объектов выбраны лучший, худший и средний варианты как по гидрологическим, так и по экономическим условиям.

Существующая на электростанциях схема водоочистки основана на химическом обессоливании воды с помощью многоступенчатого ионного обмена. Предварительно из воды реагентным способом удаляется часть солей жесткости и механические примеси.

Для оценки качества очистки воды от органических примесей были отобраны пробы на различных стадиях водоподготовки указанных трех электростанций. Результаты анализа (табл. 1) свидетельствуют, что существующая на электростанциях очистка воды не обеспечивает глубокого удаления органических примесей. На последних ступенях обработки ионообменные смолы сами являются источником загрязнения воды органическими веществами.

Попадая с питательной водой в котел, а затем в пароперегреватель, органические примеси горают в водяном паре, давая на каждый миллиграмм ХПК 1,375 мг CO₂ и 0,250 мг водорода. При температуре 540 °C указанный водород способен наводораживать металлическую поверхность стенок

котла и греющих трубок, являясь, таким образом, причиной их охрупчивания и последующего эрозионного разрушения.

Далее данный пар, содержащий водород и углекислый газ, попадает в нижние ступени турбин, где создаются условия для его частичной конденсации. Образующийся конденсат растворяет углекислоту и становится кислым и агрессивным, а водород ионизируется в электрических микроразрядах и способен наводораживать металл турбин и трубопроводов. При остаточной концентрации ХПК в очищенной воде в 1,3 мг/дм³ в насыщенном паре при температуре 100 °C будет содержаться 1,07 мг/м³ CO₂ и 2,18 см³/м³ водорода. Такая концентрация углекислоты увеличивает скорость коррозии стали примерно в 10 раз, а указанного количества водорода достаточно для наводораживания нескольких квадратных метров поверхности металла.

Технологии очистки воды, реализованные в цехах химводоочистки ТЭЦ и ТЭС, разработаны более 100 лет назад. В настоящее время в водоподготовке начинают широко использоваться баромембранные и электромембранные методы очистки воды. К этим методам относят ультрафильтрацию, обратный осмос, электродиализ и его разновидность — электродеионизацию.

Ультрафильтрация — это процесс удаления из воды мелких взвешенных веществ и коллоидных примесей при фильтровании воды через мембранные с порами до 0,01 мкм. Глубина удаления органических веществ ультрафильтрацией невелика и в сочетании с предварительной коагуляцией составляет до 40 % [3].

Обратный осмос — это процесс обессоливания воды, при котором вода под давлением прокачивается через полупроницаемые мембранные. Через данные мембранные проходят только молекулы воды, а гидратированные ионы солей такими мембранными задерживаются. Поскольку растворенные

органические вещества имеют молекулы с размежами, превышающими размеры гидратированных ионов, эти примеси также должны хорошо задерживаться обратноосмотическими мембранами. Результаты, приведенные в табл. 2, свидетельствуют, что обессоливание воды обратным осмосом позволяет, наряду с другими примесями, практически полностью удалить из воды органические вещества. К сожалению, один обратный осмос не в состоянии достичь требуемого содержания солей в очищенной воде. Хорошо работающие обратноосмотические установки позволяют получить остаточное солесодержание пермеата на уровне 1,5–2,5 мСм/м по проводимости. А для питания котлов высокого давления проводимость питательной воды не должна превышать 0,03 мСм/м. Для дальнейшего глубокого обессоливания пермеата обратного осмоса можно использовать процесс химического обессоливания воды ионным обменом, однако, как показывают результаты наших исследований, вода при этом снова насыщается органическими примесями.

Другими современными методами доочистки пермеата обратного осмоса являются электродиализ и электродеионизация — процесс глубокого обессоливания воды при пропускании ее через камеры обессоливания электродиализатора, заполненные специальной ионообменной насадкой [4]. Классический электродиализ, при котором вода обессоливается при прохождении в электрическом поле между двумя ионообменными мембранными, приводит к существенному загрязнению диализата продуктами деструкции ионообменных мембранных. Вероятно именно поэтому при использовании электродиализаторов для обессоливания питьевой воды в соответствии с санитарными нормами требовалась обязательная установка фильтров для защиты от проскаока в продукт высоких концентраций органических веществ при пуске оборудования после остановки [5].

Поскольку проводимость обессоленной воды низка, электродеионизация обеспечивает существенно меньшее время контакта обессоливаемой воды с ионообменным материалом. Соответственно, наименьшее загрязнение пермеата при его доочист-

Таблица 2. Химическое потребление кислорода в пермеате, а также в доочищенном пермеате, полученном из воды р. Уды близ устья

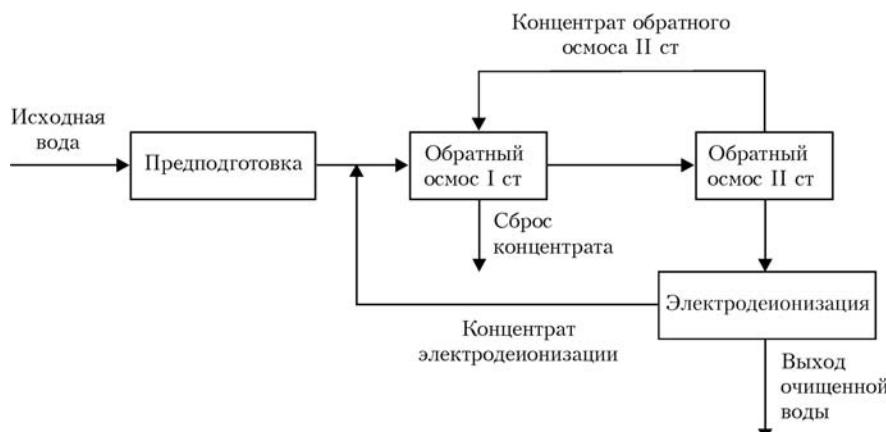
Наименование анализа	Методы очистки воды			
	Исходный пермеат	Пермеат, доочищенный ионным обменом	Пермеат, доочищенный электродиализом	Пермеат, доочищенный электродеионизацией
Бихроматная окисляемость, пермеата, мг/дм ³	<0,2	1,2	0,6	0,3

ке происходит при использовании процесса электродеионизации.

Указанное загрязнение воды минимально по сравнению с другими методами доочистки. Кроме того, очевидным преимуществом электродеионизации по сравнению с другими методами доочистки является значительно большая производительность процесса и меньшие затраты электроэнергии. Таким образом, электродеионизация может использоваться для доочистки пермеата обратного осмоса до требований питательной воды ТЭС и ТЭЦ без существенного повышения концентрации в воде органических примесей.

Существующие на рынке электродеионизаторы как плоскокамерного, так и спирального типов, рассчитаны на обработку воды с исходной проводимостью 0,2–0,3 мСм/м. Для получения воды с такой проводимостью необходимо пермеат после первой ступени обратного осмоса подвергнуть обработке на второй ступени того же процесса, а затем пермеат второй ступени направить на электродеионизацию (рисунок).

Проработан вариант глубокой очистки воды от минеральных и органических примесей на стендо-вой установке, а отдельные элементы данного процесса проверены на экспериментальных промышленных установках. Результаты стендовых и опытных испытаний подтвердили большие возможности предлагаемой схемы в плане совместного удаления из воды минеральных и органических примесей. Бихроматная окисляемость обессоленной



Функциональная схема получения питательной воды котлов ТЭС с двухступенчатым обратным осмосом

воды на данных установках составляла 0,2–0,3 мг/дм³, а при самом худшем качестве исходного пермеата не превышала 0,4 мг/дм³.

Выводы

1. Разработана методика определения малых количеств органических веществ в очищенной воде с чувствительностью 0,2 мг/дм³ бихроматной окисляемости.

2. С помощью данной методики проанализирована вода после различных стадий водоподготовки ТЭЦ-2 Эсхар, Змиевской ТЭС и Харьковской ТЭЦ-5. Установлено, что существующая на этих станциях технология водоподготовки имеет предел по снижению ХПК воды, приблизительно равный 1,2–1,3 мг/дм³, что приводит к появлению в паре кислых примесей и водорода, вызывающих охрупчивание и коррозию энергетического оборудования.

3. Выполнен теоретический и экспериментальный анализ возможностей баро- и электромембранных методов обессоливания воды по попутной очистке ее от органических примесей, определены структура и параметры функциональной схемы водоподготовки на ТЭС и ТЭЦ, минимизирующей

содержание в питательной воде как минеральных, так и органических примесей.

4. Разработанная научная концепция реконструкции цехов химводоочистки ТЭС и ТЭЦ предполагает сочетание обратного осмоса с электродеионизацией, что минимизирует в воде концентрацию как минеральных, так и органических примесей и позволяет снизить коррозию и эрозию энергетического оборудования и увеличить ресурс его работы.

1. Вайнман А.Б. Опыт применения кислородных водно-химических режимов на энергоблоках СКД отечественных и зарубежных ТЭС // Энергетика и электрификация. – 1996. – № 6. – С. 2–6.
2. Визначення малих концентрацій органічних домішок в очищенні вод / О.І. Князєва, З.П. Гиль, В.Г. Михайленко, П.В. Волошин // Прогресивні техніка та технології харчових виробництв ресторанного господарства і торгівлі: Зб. наук. пр. ХДУХТ. – Харків: ХДУХТ, 2011. – С. 229–236.
3. Фізико-хімічні основи технології очищення стічних вод / А.К. Запольський, Н.А. Мішкова-Клименко, І.М. Астремлін та ін. – К.: Лібра, 2000. – 552 с.
4. Гребенюк В.Д., Мазо А.А. Обессоливание воды ионитами. – М.: Химия, 1980. – 256 с.
5. Михайленко В.Г. Аналіз опыта эксплуатации мембрально-сорбционной водоподготовительной установки // Актуальні науково-методичні проблеми в підготовці спеціалістів вищої кваліфікації для торгівлі і харчування: Зб. наук. пр. – Харків: ХДАТОХ, 1997. – С. 240–242.

ПРОЕКТ 5.8

Зменшення ерозії топкових екранів шляхом керування структурою течії в об'ємі топки котла ТПП-312

УДК 62-97

ЗМЕНШЕННЯ ЕРОЗІЇ ТОПКОВИХ ЕКРАНІВ ШЛЯХОМ КЕРУВАННЯ СТРУКТУРОЮ ТЕЧІЇ В ОБ'ЄМІ ТОПКИ КОТЛА ТПП-312

С.Г. КОБЗАР, канд. техн. наук, академік НАН України **А.А. ХАЛАТОВ**
(Ін-т технічної теплофізики НАН України)

Проведено математичне моделювання роботи топки котла ТПП-312 Ладижинської ТЕС. Визначено зони підвищеної еrozії топкових екранів для основних режимів навантаження котла. Аналіз причин виникнення зон підвищеної еrozії свідчить, що причиною їх виникнення є взаємодія центральних пальників першого та другого ярусів. На основі проведеного дослідження запропоновано метод управління аеродинамікою в об'ємі топки котла ТПП-312 з метою зменшення еrozії топкових екранів та продовження їх ресурсу в залежності від режиму навантаження котлоагрегату, в якому пропонується зробити перерозподіл витрати вугілля по пальникам першого ярусу, а саме, збільшення витрати вугільного пилу на 10 % у крайні пальники та відповідного зменшення витрати палива у центральні пальники при незмінній витраті повітря. Проведено випробування та впровадження розробленого методу управління аеродинамікою в об'ємі топки котла ТПП-312. Результати співставлення динаміки зменшення товщини стінок до та після реалізації методу показали зменшення еrozії на 10 %. Розроблено практичні рекомендації для оператора блоку у вигляді карті режимів роботи блоку, яка реалізує розроблений метод управління аеродинамікою в об'ємі топки котла для зменшення еrozії топкових екранів в залежності від режиму навантаження котлоагрегату. При збереженні рівня завантаження блоків Ладижинської станції на теперішньому рівні впродовж залишкового ресурсу блоків, застосування розробленого методу управління дозволить продовжити ресурс НРЧ блоку на 1 рік.

Ключові слова: горіння вугілля, еrozія труб, математичне моделювання, метод управління, пальник і режимна карта, топка котла

Енергетика України є основою економіки держави. Встановлена потужність генеруючого обладнання на початок 2007 р. складала 52 млн кВт, з яких більше 65 % розміщено на теплових електростанціях (ТЕС).

Стан безпеки теплових електростанцій сьогодні визначається залишковим ресурсом роботи енергоблоків, можливостями їх оновлення чи заміні з використанням високоефективних та екологічно чистих вугільних енерготехнологій та перспективами паливопостачання ТЕС.

Обладнання підприємств теплоенергетики було введено в експлуатацію у 1960–1970 роках, спроектоване за нормами 1950-х років та відпрацювало свій ресурс, морально і фізично застаріло. Експлуатація обладнання ускладнюється при використанні непроектного вугілля підвищеної зольності та при частковому навантаженні з постійними зупинками. Залишковий розрахунковий ресурс роботи більшості енергоблоків становить сьогодні 5–15 років, а по деяких — лише 3–5 років.

Проблема продовження ресурсу блоків ТЕС є актуальною задачею. Особливо гостро ця проблема стосується енергоблоків, що працюють на вугіллі. В цих блоках додатковим фактором, який впливає

на стабільність роботи, є вплив часток вугілля та продуктів його горіння на труби радіаційних частин топки, пароперегрівачів та конвективних частин. Руйнівний вплив часток вугілля та його продуктів згоряння на труби котла полягає в їх еrozійному зношенні. Внаслідок систематичної дії часток вугілля та продуктів його горіння, а саме, коксового залишку та попелу, на окремих ділянках труб спостерігається зменшення товщини стінок, що призводить до їх розриву при досягненні критичної товщини та аварійній зупинці блоку. Зменшити негативний вплив часток на труби можна досягнути шляхом аеродинамічного керування потоком часток біля труб. Основна мета такого керування полягає в забезпеченні сприятливих умов руху твердої фази біля екранів з мінімальним негативним впливом на труби.

Метою роботи є зменшення еrozії топкових екранів шляхом керування структурою течії в об'ємі топки котла ТПП-312 та розробка методу управління аеродинамікою в залежності від режиму навантаження котлоагрегату для продовження його ресурсу. Для досягнення мети використовувалися методи математичного моделювання з залученням модифікованого пакету прикладних програм Phoenix 2008.

Об'єкт дослідження. Котлоагрегат ТПП-312 виробництва Таганрогського котельного заводу має П-подібну компоновку, топка котла відкритого ти-

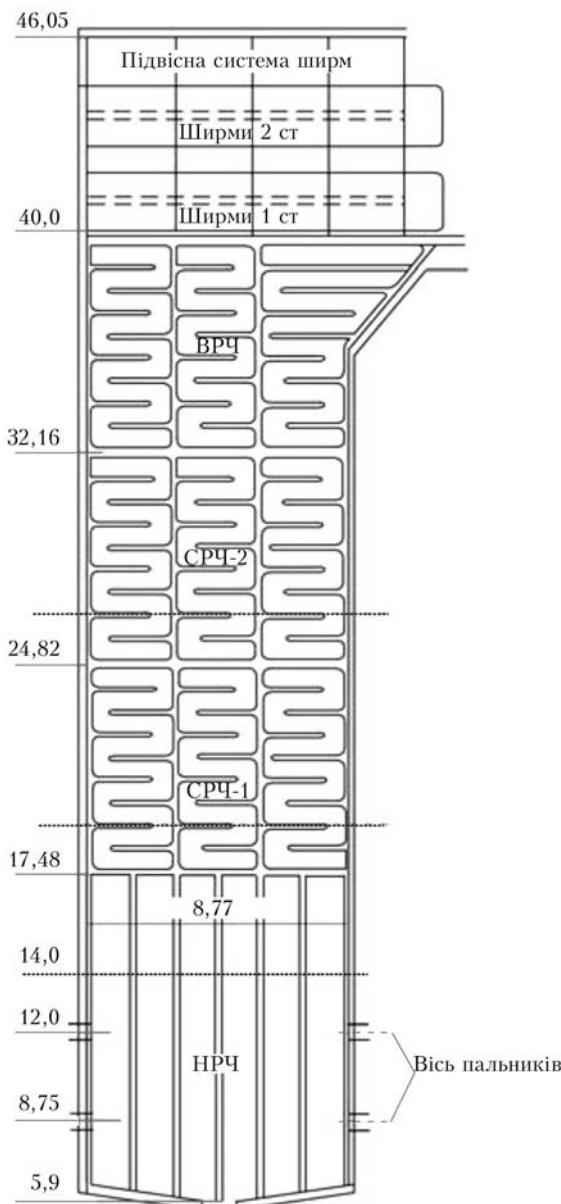


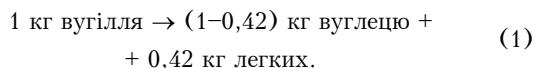
Рис. 1. Вертикальна компоновка топки котла ТПП-312

пу. Вертикальна компоновка котла представлена на рис. 1.

Данні котли були введені в експлуатацію на Ладижинський ТЕС у 1971–1972 рр., мають індивідуальний розрахунковий ресурс у 320 тис. год. Залишковий ресурс на 01.01.11 р. блоків становив 94–117 тис. год, або 18–20 років при теперішньому навантаженні на блоки. Котел оснащений 16-ма пальниками, розташованими у два яруси. На теперішній час котли ТПП-312 Ладижинської ТЕС оснащені реконструйованими силами станції пальниками [1].

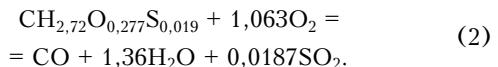
Особливості моделі горіння вугілля. Котли ТПП-312 на Ладижинській ТЕС працюють на вугіллі марок Г та ДГ. Аналіз даних по якості вугілля, яке приходить на станцію, дав можливість вивести осереднені характеристики вугілля, які використовувалися для вдосконалення моделі горіння пакету прикладних програм Phoenics [1].

Для зменшення витрат машинного часу використовувалась модель сурогатного палива [2], за якою склад летких було представлено у вигляді однієї речовини, та розраховувався у відповідності до елементного складу вугілля. Масова частка летких у горючій складовій вугілля становила 42 %. При нагріванні вугільної частинки під час термохімічної деструкції палива 42 % горючої маси вугілля переходить у газову фазу, а 58 % маси залишається в твердій фазі. В даній роботі зроблено припущення, що під час термохімічної деструкції вугілля тверда фаза складається лише з вуглецю. Процес термохімічної деструкції вугілля проходить за наступною схемою:



Виходячи з хімічного складу горючої маси летких, молекулярна формула летких представлялася як $C_xH_yO_zS_wN_r$. Оскільки азот не горить і становить незначну долю у складі летких, в подальшому він вилучався з розгляду і формула летких вугілля представлялася у вигляді $CH_{2,72}O_{0,277}S_{0,019}$. Молекулярна маса летких становить 19,75 кг/кмоль.

Таким чином, процес горіння летких за двостадійною схемою можна записати як



Виходячи з рівняння (2) були зроблені необхідні кодування програмного комплексу по тепловому ефекту реакції та зміні концентрацій летких, кисню, водяної пари, монооксиду вуглецю та оксиду сірки. Детально модель горіння вугілля описана в роботі [1].

Границі умови. Для задання теплових граничних умов використовувалися дані Ладижинської ТЕС по вхідним та вихідним температурам кожної з радіаційних поверхонь [1]. На кожній радіаційній поверхні температура задавалася сталою, яка визначалася як середня від вихідної та вхідної температури. За цією температурою задавався питомий радіаційний потік, що сприймала кожна з поверхонь. Міра чорноти труб була прийнята стала і дорівнювала 0,8. Для розрахунку радіаційного теплообміну використовувалася Р-1 модель [3]. Температури радіаційних поверхонь були збільшені на значення термічного перепаду в товщині матеріалу труб.

Результати дослідження. Пиловугільні котли Ладижинської ТЕС на теперішній час працюють на знижених навантаженнях. Основний режим навантаження турбіни тепер становить 180–210 МВт_е. Було вирішено провести розрахунки двох режимів навантаження турбіни 280 МВт_е як максимального та 180–210 МВт_е як мінімального на даний час. При роботі котлоагрегату на знижених навантаженнях зустрічаються два режими роботи. Так,

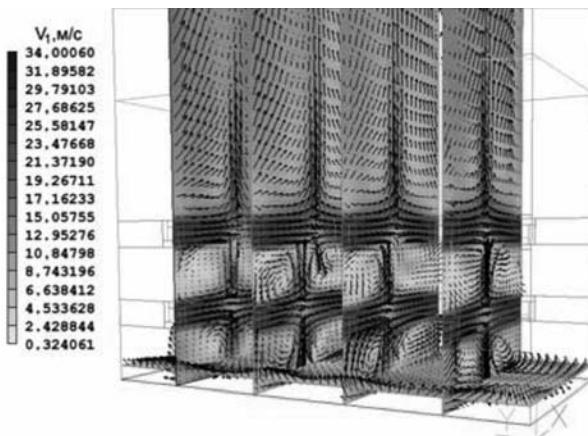


Рис. 2. Поле повної швидкості першої фази в об'ємі топки котла: навантаження на турбіну 280 МВт_е, в роботі 16 пальників (варіант 1)

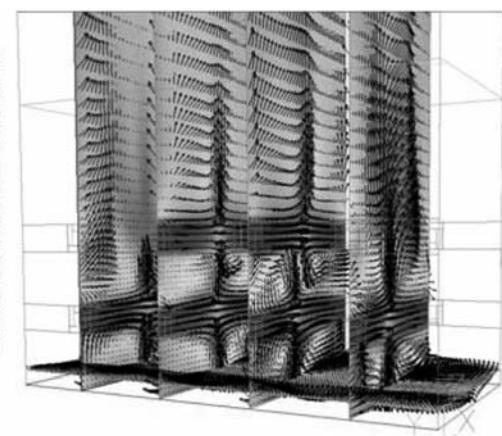


Рис. 3. Поле повної швидкості першої фази в об'ємі топки котла: навантаження на турбіну 210 МВт_е, в роботі 12 пальників (варіант 2)

при роботі котлоагрегату спостерігається режим роботи з двома працюючими млиниами та з одним працюючим млином. При двох працюючих млинах вміст кисню в системі подачі пилу становить 16 об. %. При зупинці млина по нитці А, в системі подачі пилу в пальники нижнього ярусу вміст кисню в повітрі становить 21 об. %. В отвори подачі аеросуміші пальників верхнього ярусу подається повітря з вмістом кисню 16 об. %. При роботі на режимі навантаження турбіни 280 МВт_е вміст кисню в системі подачі пилу становить 16 об. %. Експлуатація блоку на часткових режимах навантаження з виключенням млина по нитці А характеризується більшим напруженням на труби нижньої радіаційної частини, внаслідок збільшення температури середовища в нижній частині топки, в порівнянні з режимом, коли працюють обидва млини.

При режимі навантаження 180–210 МВт_е існує необхідність відключати частину пальників. Робота на даному режимі моделювалася для випадку роботи 12 пальників. Режим роботи з 12 пальниками моделювався шляхом попарного відключення подачі палива на крайні пальники верхнього ярусу. На зупинені пальники подавалася витрата вторинного повітря в кількості 10 % робочої витрати та повної витрати первинного повітря в каналі аеросуміші з вмістом кисню 16 об. %.

Розташування зон підвищеної ерозії

Варіант	Координата Z підвищеної еrozії, м	Умови взаємодії часток твердої фази з трубами			Причина появи
		інтенсивність накиду часток, мг/с	швидкість, м/с	температура, К	
1	0,5–0,7	8,0	17,0	1800	Взаємодія центральної групи пальників першого та другого ярусу
	6,5	11,4	12,0	1700	Зіткнення струменів крайніх пальників другого ярусу
2	0,5–0,7	7,0	5,0	1800	Взаємодія центральної групи пальників першого та другого ярусу

зації була присвячена увага на наступних етапах проекту.

За допомогою пакета прикладних програм Phoenics 2008 були проведені дослідження впливу перерозподілу витрати палива між пальниками першого ярусу на ерозію труб НРЧ. Система автоматики котлів ТПП-312 Ладижинської ТЕС дозволяє змінювати витрату вугілля в пальниках, причому пальники, що розташовані напроти один одного на тилу та фронті, працюють в парі, тобто зміна витрати на один пальник веде до зміни витрати в пальнику, розташованому напроти. Діапазон зміни витрати вугілля може коливатися в діапазоні 0–15 % розрахункового значення як в сторону збільшення, так і в сторону зменшення витрати. Виходячи з цього, для розробки методу управління доступні два режими роботи пальників першого ярусу: збільшення витрати вугілля на центральну групу пальників, при еквівалентному зменшенні витрати палива на бокові пальники та зменшення витрати вугілля на центральну групу пальників, при еквівалентному збільшенні витрати палива на бокові пальники.

Результати розрахунків зі зміненою схемою постачання палива порівнювалися з базовим режимом роботи котлоагрегату, тобто з рівномірною витратою палива на всі пальники.

Визначення відносної еrozії екранів труб.

Еrozія це процес, при якому матеріал видаляється з поверхневого шару об'єкта потоком абразивних часток. Метал видаляється з поверхні труби внаслідок [4]:

- абразивного зносу;
- повторювальної пластичної деформації;
- впливу температури на механічні властивості на розрив.

Згідно з висновками роботи [4] сумарний ступінь еrozії ε може бути визначений за формулою:

$$\varepsilon = \frac{K_c I_e(x) \rho_m r_2^{1/2} V^3 \sin^3 \beta}{\sigma_y^{3/2}}, \quad (3)$$

де K_c — константа; x — масова частка кремнію в попелі; I_e — індекс еrozії попелу.

Межа деформації залежить від температури і для вуглецевої сталі може бути визначена за формuloю [4]

$$\sigma_y = 2 \cdot 10^{-5} T^2 - 0,0353 T + 30,871 \text{ [кгс/кг].} \quad (4)$$

Для визначення впливу методу управління на еrozію поверхні труб використовувався відносний підхід — визначалося відносне значення коефіцієнту еrozії по відношенню до базового значення (до застосування методу управління). Оскільки в зонах підвищеної еrozії вектори швидкості здебільшого мають напрямок нормальній до поверхні труб, значення кута набігання в формулі (3) було прийнято 90° , тобто $\sin \beta = 1$.

Відносний коефіцієнт еrozії розраховувався за формулою

$$\begin{aligned} \frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} &= \frac{\frac{K_c I_e(x) \rho_m r_2^{1/2} V^3 \sin^3 \beta}{\sigma_y^{3/2}}}{\frac{K_c I_e(x) \rho_m r_2^{1/2} V_0^3 \sin^3 \beta}{\sigma_{y_0}^{3/2}}} = \\ &= \left(\frac{r_2}{r_{2_0}} \right)^{1/2} \left(\frac{V}{V_0} \right)^3 \left(\frac{\sigma_{y_0}}{\sigma_y} \right)^{3/2}, \text{ [кгс/кг],} \end{aligned} \quad (5)$$

де змінні з індексом «0» відповідають роботі котла до застосування методу керування.

Метод управління аеродинамікою в об'ємі топки котла. Проведене математичне моделювання роботи топки котла на різних режимах навантаження дозволило запропонувати метод управління аеродинамікою в об'ємі топки котла ТПП-312, який базується на перерозподілі витрати вугілля по пальниках першого ярусу.

В даному методі для зменшення еrozії труб нижньої радіаційної частини запропоновано виконати перерозподіл витрати вугілля по пальникам першого ярусу, а саме: збільшення витрати вугільного пилу на 10 % у крайні пальники та відповідного зменшення витрати палива у центральні пальники при незмінній витраті повітря.

Метод управління процесом горіння пиловугільного котла з переліченими ознаками [5] дозволяє покращити умови розширення струменів від центральних пальників. При цьому в зоні біля бокових пальників створюються умови спалювання вугілля близькі до стехіометричних, а продукти неповного згоряння потрапляють у центр топки, де відбувається процес їх повного згоряння, оскільки горіння вугілля біля центральних пальників спочатку проходить з надлишком повітря.

Застосування зазначеного методу управління дозволяє зменшити швидкості часток попелу та вугілля біля труб радіаційних частин топки, що зменшує їх еrozійний знос. Результати математичного моделювання роботи топки котла показали, що метод ефективний на часткових режимах навантаження, коли в роботі залишаються 12 пальників. В даному випадку очікуваний процент зниження еrozії складає 30 %. На режимах роботи котлоагрегату близьких до номінального, коли задіяні всі 16 пальників, розроблений метод управління знижує еrozію труб на 3 %.

Для перевірки запропонованого методу управління були проведені випробування на котлоагрегаті № 5 Ладижинської ТЕС протягом червня–серпня 2011 р. Реалізація методу була виконана шляхом корегування частоти обертів двигунів лопатевих пиложивильників УЛПП-2-64И, які мають робочий діапазон регулювання числа обертів від 400 до 1200 об/хв. Продуктивність пиложивильників становить 12 т/год. Перед реалізацією методу було замірено товщину стінок труб НРЧ в зонах підвищеної еrozії, розташованих на відстані 0,5–0,7 м від посуду топки між пальниками першого ярусу. Заміри проводилися шляхом ультразвукової діагностики приладом ТУЗ-1. Параметри ро-

боти блоку фіксувалися за допомогою автоматизованої системи керування станції. Протягом часу проведення експерименту середнє навантаження блоку № 5 становило 207 МВт_е, максимальне 276 МВт_е, 60 % часу навантаження становило 190 МВт_е. При часткових навантаженнях режим роботи котла з виключенням млином на нитці А складав приблизно 20 % часу.

Обробка результатів теоретичних досліджень з урахуванням режиму навантаження блока дає очікуване зменшення ерозії внаслідок абразивної еrozії 19 %. Під час проведення експерименту спостерігалося зменшення еrozії на 10 %. Розбіжність теоретичних та експериментальних результатів можна пояснити впливом високотемпературної корозії на загальний процес зносу труб.

За результатами роботи були розроблені практичні рекомендації для оператора блоку у вигляді карті режимів роботи блоку, яка реалізує розроблений метод управління аеродинамікою в об'ємі топки котла для зменшення еrozії топкових екранів в залежності від режиму навантаження котлоагрегату.

Висновки

Аналіз причин виникнення зон підвищеної еrozії свідчить, що причиною їх виникнення є взаємодія центральних пальників першого та другого ярусів. На основі проведеного дослідження запропоновано метод управління аеродинамікою в об'ємі топки котла ТПП-312 з метою зменшення еrozії топкових екранів та продовження їх ресурсу в залежності від режиму навантаження котлоагрегату, в якому про-

понується зробити перерозподіл витрати вугілля по пальникам першого ярусу, а саме, збільшення витрати вугільного пилу на 10 % у крайні пальники та відповідного зменшення витрати палива у центральні пальники при незмінній витраті повітря. Проведено випробування та впровадження розробленого методу управління аеродинамікою в об'ємі топки котла ТПП-312. Результати співставлення динаміки зменшення товщини стінок до та після реалізації метода показали зменшення еrozії на 10 %. Розроблено практичні рекомендації для оператора блоку у вигляді карти режимів роботи блоку, яка реалізує розроблений метод управління аеродинамікою в об'ємі топки котла для зменшення еrozії топкових екранів в залежності від режиму навантаження котлоагрегату. При збереженні рівня завантаження блоків Ладижинської станції на теперішньому рівні впродовж залишкового ресурсу блоків застосування методу управління дозволить продовжити ресурс НРЧ блоку на 1 рік.

1. Кобзар С.Г., Халатов А.А. Визначення зон підвищеної еrozії топкових екранів в залежності від режиму навантаження котлоагрегату ТПП 312 Ладижинської ТЕС // Пром. теплотехника. — 2011. — **33**, № 4. — С. 55–62.
2. Кобзарь С.Г., Халатов А.А. Апробация упрощенной модели расчета горения и формирования оксидов азота при сжигании жидкого топлива // Там же. — 2006. — **28**, № 3. — С. 62–69.
3. PHOENICS Reference Guide Version 3.6 — CHAM, London. — 2004. — 320 р.
4. Analytical model for erosion behavior of impacted flyash particles on coalfired boiler components / S.K. Das, K.M. Godiwala, S.P. Mehrotra et al. // Sadhana. — 2006. — **31**, № 10. — P. 583–595.
5. Пат. UA 67268U, МПК F23C 1/12 (2006.01) Україна. Спосіб керування процесом горіння пиловугільного котла / А.А. Халатов, С.Г. Кобзар, І.В. Новохацька. — 2012. — Бюл. № 3.

ПРОЕКТ 5.9

Подовження ресурсу пальникових пристрій шляхом застосування спеціальних систем їх охолодження

УДК 662.61:621

ПОВЫШЕНИЕ ДОЛГОВЕЧНОСТИ И НАДЕЖНОСТИ ГОРЕЛОЧНЫХ УСТРОЙСТВ СТАБИЛИЗАТОРНОГО ТИПА ПУТЕМ ПРИМЕНЕНИЯ СПЕЦИАЛЬНЫХ СИСТЕМ ИХ ОХЛАЖДЕНИЯ

Чл.-кор. НАН Украины **Н.М. ФИАЛКО¹, Ю.В. ШЕРЕНКОВСКИЙ¹, канд.техн.наук, В.Г. ПРОКОПОВ¹, д-р техн. наук,**

С.А. АЛЕШКО¹, инж., Н.О. МЕРАНОВА¹, канд. техн. наук, А.Б. ТИМОЩЕНКО¹, инж.,

М.З. АБДУЛИН², Л.С. БУТОВСКИЙ², кандидаты техн. наук

(¹Ин-т технической теплофизики НАН Украины,

²НТУУ «Киевский политехнический институт»)

Представлены разработанные схемные решения систем охлаждения горелочных устройств стабилизаторного типа. Приведены результаты компьютерного моделирования процессов тепломассопереноса в исследуемых системах. Рассмотрены данные сравнительного анализа эффективности предложенных систем охлаждения применительно к различным условиям эксплуатации горелочных устройств.

Ключевые слова: горелочные устройства, системы охлаждения, математическое моделирование, температурные режимы, импактные струи, направляющие дефлекторы, процессы тепломассопереноса

Анализ особенностей эксплуатации различных типов горелочных устройств свидетельствует о том, что к основным причинам снижения их ресурса относится несовершенство систем охлаждения.

Данная работа направлена на повышение долговечности и надежности стабилизаторных горелочных устройств путем применения новых технических решений, касающихся их охлаждения и обеспечения допустимого температурного уровня наиболее напряженных в тепловом отношении элементов.

Системы охлаждения горелочных устройств стабилизаторного типа. В рассматриваемых горелочных устройствах стабилизаторного типа (рис. 1) при отсутствии их специального охлаждения наиболее высокие уровни температур создаются в той части конструкции, которая охватывает обращенную в топочное пространство торцевую зону пилона [1]. Данное обстоятельство обуславливает необходимость разработки для указанных горелочных устройств специальных систем охлаждения, призванных снизить уровни температур в отмеченных теплонапряженных торцевых зонах пилона. В качестве способа локального охлаждения торцевых стенок пилона выбран их струйный обдув, поскольку он занимает одно из первых мест среди высокоэффективных способов интенсификации конвективного теплообмена [2]. Что касается участ-

ков пилона, прилежащих к его торцевой зоне, то здесь предложено использовать специально организованное продольное обтекание поверхностей этих участков.

В рассматриваемой ситуации в качестве охлаждающего агента целесообразно использовать природный газ до его поступления в газоподающие отверстия. Таким образом, предложенная схема охлаждения является самоохлаждающейся со струйным обдувом торцевой поверхности пилона и со специально организованным продольным обтеканием прилежащих к ней поверхностей природным газом, подлежащим дальнейшему сжиганию.

Рассмотрена возможность реализации ряда систем охлаждения, ориентированных на разные условия эксплуатации горелочных устройств. При этом для струйного охлаждения торцевой поверхности пилона предлагается использовать систему круглых или плоских импактных струй. Что касается участков, прилежащих к торцевой стенке, то здесь продольное обтекание поверхности может быть организовано по двум схемам: без установки дефлектора и с применением направляющих дефлекторов различной конфигурации. Не претендующая на полноту классификация предложенных систем охлаждения приведена в работе [3].

Постановка задачи и методика проведения исследований. Анализ рассматриваемых систем охлаждения базировался на изучении особенностей течения природного газа в собственно системе охлаждения, закономерностей его теплообмена со стенками пилона и характеристик температурного

режима пилона. Определялись также уровни аэродинамических потерь по тракту охладителя, а также нагрева газа в системе и т. д.

При определении эффективности исследуемых систем охлаждения горелочного устройства принимали во внимание следующие основные требования:

- применение систем охлаждения должно обеспечивать такое тепловое состояние стенок пилона, при котором их температура не превышает 550 °C;
- температура охлаждающего агента (природного газа) на выходе из системы охлаждения должна быть ниже 350 °C;
- аэродинамические потери в системе охлаждения не должны превышать более чем на 40 % соответствующие потери в случае отсутствия специального охлаждения горелочных устройств.

Рассматриваемую задачу переноса решали на основе математического моделирования с применением программного комплекса FLUENT. При этом использовали предложенную методику поэтапного моделирования [1].

Приведены результаты исследований для горелочного устройства стабилизаторного типа применительно к котлу ДКВР-2,5. Поставленную задачу решали при следующих исходных данных: расход природного газа на номинальном режиме работы котла $G = 200 \text{ м}^3/\text{ч}$; коэффициент избытка воздуха $\bar{\alpha} = 1,1$; температура газа на входе в систему охлаждения $T_{\text{газ}}^{\text{вх}} = 15^\circ\text{C}$; температура воздуха на входе в горелочное устройство $T_{\text{воздух}}^{\text{вх}} = 20^\circ\text{C}$; материал стенки пилона — сталь 12Х18Н9Т; коэффициент загромождения проходного сечения канала $k_f = 0,3$; диаметр газоподающих отверстий $d_g = 4 \cdot 10^{-3} \text{ м}$; относительный шаг расположения отверстий $S/d_g = 3,33$.

Анализ результатов исследований. Рассмотрим результаты компьютерного моделирования физической ситуации при отсутствии специального охлаждения исследуемого горелочного устройства. Согласно полученным данным, в анализируемых условиях картина течения природного газа во внутренней полости пилона характеризуется следующими основными особенностями. Доминирующая часть потока из газораспределительного коллектора направляется в газоподающие отверстия, огибая переднюю стенку ниши. И лишь незначительная его доля попадает в расположенную за нишей приторцевую зону пилона, в которой скорости движения газа оказываются весьма низкими. Такая картина течения газа, очевидно, является неблагоприятной для условий охлаждения наиболее теплонапряженной торцевой зоны пилона, где температура его стенок достигает примерно 680 °C, что существенно превышает допустимый уровень. Последнее обстоятельство обуславливает необходимость использования специального охлаждения горелочных устройств исследуемого типа.

Рассмотрим результаты исследований основных характеристик систем охлаждения горелочно-

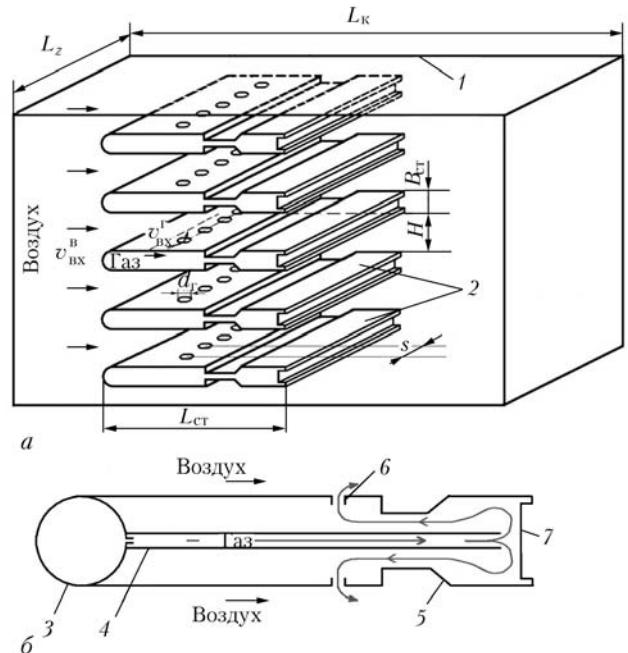


Рис. 1. Схемы горелочного устройства стабилизаторного типа (а) и системы охлаждения (б): 1 — плоский канал; 2 — стабилизаторы пламени; 3 — газоподающий коллектор; 4 — канал для охлаждающего газа; 5 — нишевая полость; 6 — газоподающие отверстия; 7 — торцевая ниша; v_{bx}^B — скорость воздуха на входе; $v_{\text{газ}}^r$ — скорость газа на входе; B — ширина стабилизатора

го устройства стабилизаторного типа с обдувом торца пилона плоской и круглыми импактными струями и прежде всего данных математического моделирования, связанных с определением основных параметров системы охлаждения со струйным обдувом плоской струей. Картина течения охлаждающего газа во внутренней полости пилона характеризуется следующими особенностями. Поток газа из плоского канала, ударяясь о торцевую поверхность пилона, растекается вдоль нее и далее, обтекая нишу, поступает в газоподающие отверстия. При этом в приторцевой зоне пилона образуется крупный вихрь, наружная поверхность которого ограничивает прилежащий к внутренней стенке канала поток, где с достаточным высокой скоростью движется охлаждающий газ, т. е. этот вихрь в определенном смысле выполняет функцию ограничителя потока газа, с помощью которого формируется узкий канал для течения охладителя вдоль поверхности пилона.

Отмеченные закономерности течения природного газа в системе охлаждения в большой мере обусловливают характер распределения температуры стенок пилона (рис. 2, кривая 1). Согласно полученным данным, минимальное значение температуры торцевой стенки пилона имеет место в области удара струи об ее поверхность и составляет 328 °C. По мере удаления от этой области температура возрастает, достигая наибольшего значения — 395 °C на срывной кромке пилона.

Как свидетельствуют данные компьютерного моделирования, температура газа на выходе из системы охлаждения составляет 80 °C, т. е. уро-

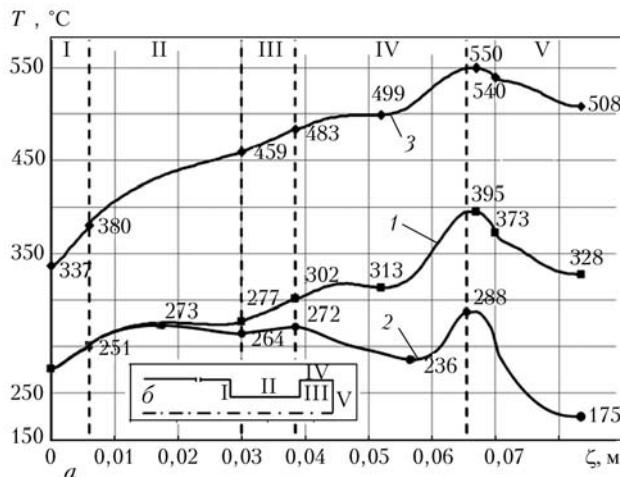


Рис. 2. Температура на внешней поверхности пилона (*a*) для системы самоохлаждения с обдувом торца плоской (1, 3) и круглыми (2) струями при различных значениях номинальной нагрузки: 1 – 20%; 2, 3 – 100%; расположение характерных зон I–V на внешней поверхности пилона (*b*)

вень нагрева газа не превышает допустимое значение. Потери давления по тракту охладителя равны 1495 Па. Следует отметить, что увеличение потерь давления, по сравнению с ситуацией отсутствия специального охлаждения пилона, относительно невелико и составляет примерно 27 %.

Таким образом, рассматриваемая система охлаждения горелочного устройства стабилизаторного типа с обдувом внутренней торцевой поверхности стабилизатора плоской импактной струей является весьма эффективной в плане обеспечения допустимого уровня как температур стенок пилонов, так и нагрева охлаждающего газа при сравнительно небольшом возрастании потерь давления, обусловленном наличием данной системы.

В целях обеспечения более эффективного охлаждения торцевой стенки пилона рассматривалась также система охлаждения с применением круглых импактных струй [4].

Исследования показали, что максимальные значения скорости газа v_{\max} в приторцевой зоне

пилона в случае плоской струи (первая из анализируемых ситуаций) оказываются существенно ниже, чем при наличии круглых импактных струй (вторая ситуация). Так, в рассматриваемых условиях для первой и второй ситуаций значения v_{\max} равны 20,6 и 85 м/с. В соответствии с этим тепловые состояния стенок пилона у сопоставляемых систем охлаждения могут существенно различаться (рис. 2, кривые 1, 2). Например, в центре торцевой зоны пилона значения температуры его наружной поверхности составляют 175 и 328 °C для случая круглых и плоской импактных струй. При этом различия температур стенок пилона уменьшаются по мере удаления от его торцевой поверхности, так что уже в области нишевой полости они оказываются сравнительно небольшими. Например, в угловых зонах дна ниши соответствующие значения температуры равны 277 и 251 °C для первой из рассматриваемых ситуаций и 264 и 251 °C – для второй. Данное обстоятельство является следствием проявления эффекта пространственной локализации влияния специфики струйной подачи газа в приторцевой зоне пилона.

Описанные выше особенности течения охлаждающего газа в случае круглых струй определяют закономерности изменения коэффициента теплоотдачи $\alpha_{\text{вн}}$ вдоль внутренней поверхности пилона. Максимальные значения коэффициента теплоотдачи $\alpha_{\text{вн}}^{\max}$ имеют место в области удара струи о торцевую поверхность пилона, причем здесь эти значения весьма велики и достигают 1072 Вт/(м²·К). С удалением от места удара струи зафиксировано достаточно резкое снижение коэффициента теплоотдачи $\alpha_{\text{вн}}$. Так, в угловой приторцевой зоне значение $\alpha_{\text{вн}}$ составляет 220 Вт/(м²·К), т.е. уменьшается примерно в 5 раз.

Следствием повышения интенсивности теплоотдачи в условиях круглых струй является более высокий уровень нагрева газа в системе охлаждения. Так, согласно полученным данным, уровень температуры газа на выходе из системы ох-

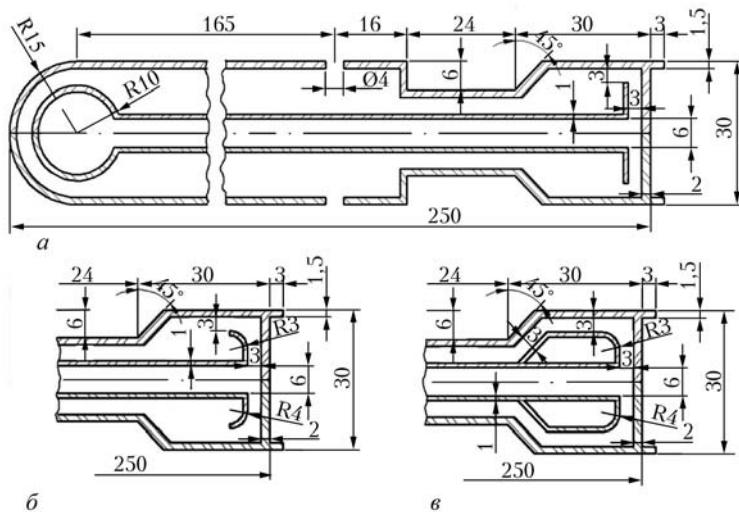


Рис. 3. Продольное сечение пилона и фрагменты сечений для схемы охлаждения со струйным обдувом торца стабилизатора при использовании прямого (*a*), скругленного (*b*) и специально спрофилированного направляющего дефлектора (*c*)

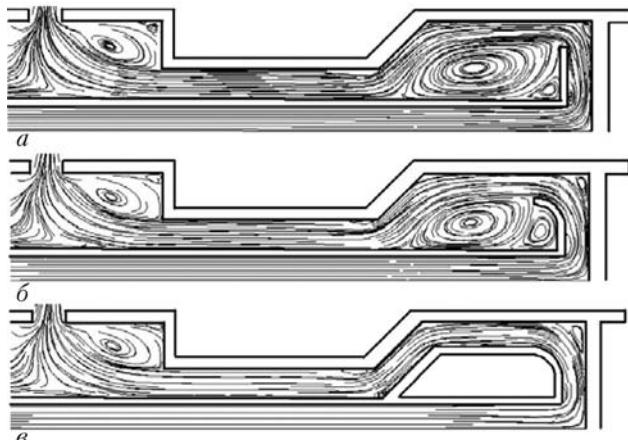


Рис. 4. Картина линий тока охлаждающего агента в продольном сечении пилона для системы охлаждения; обозн. α – ω см. на рис. 3

охлаждения составляет 91 и 80 °С при использовании обдува торцевой поверхности пилона соответственно круглыми и плоской струями.

Очевидно, повышение интенсивности теплоотдачи в случае круглых струй связано в первую очередь с увеличением скорости собственно струй за счет уменьшения проходного сечения канала в сравнении с плоской струей при неизменном расходе газа. Соответственно этому суммарные потери давления по тракту охладителя ΔP_Σ в условиях круглых струй оказываются существенно выше. Так, здесь ΔP_Σ достигает 6000 Па, что примерно в четыре раза превышает это значение для случая плоской импактной струи.

Рассмотрим системы охлаждения стабилизаторных горелочных устройств по схеме струйного обдува внутренней поверхности пилона плоской импактной струей при использовании дефлекторных конструкций разной конфигурации: с прямым, скругленным и специально спрофилированным дефлектором (рис. 3). Исследования показали, что хотя для рассматриваемых ситуаций и отмечено существенное отличие в структурах течения (рис. 4), тем не менее, показатели характеристик потока вдоль охлаждаемой поверхности непосредственно возле нее являются весьма близкими. Это обусловлено тем, что при отсутствии специально спрофилированного дефлектора его роль фактически выполняет вихревая структура, образующаяся в центральной области приторцевой зоны пилона. Важнейшая особенность течения в случае прямого дефлектора состоит в наличии удара потока газа о боковую поверхность пилона вблизи его торца, что обуславливает незначительные размеры застойной угловой приторцевой зоны и заметное повышение коэффициента теплоотдачи (рис. 5).

Полученные данные свидетельствуют о том, что в соответствии с описанной картиной течения газа по эффективности охлаждения наиболее теплонапряженных зон наилучшей является схема с прямым дефлектором; несколько меньшей и практически одинаковой эффективностью характеризу-

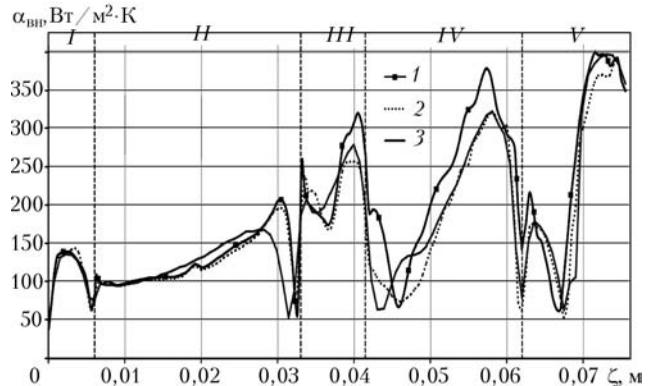


Рис. 5. Значения коэффициента теплоотдачи $\alpha_{\text{вн}}$ на внутренней поверхности пилона для системы охлаждения с дефлекторами различной конфигурации: 1 — прямым; 2 — скругленным; 3 — специально спрофилированным

ются схемы со специально спрофилированным и скругленным направляющим дефлектором. Для указанных систем охлаждения уровень температур газа на выходе из системы охлаждения составляет 82, 80 и 79 °С, а потери давления — соответственно 1600, 1495 и 1485 Па.

Приведенный анализ относится к условиям работы котла в номинальном режиме. Однако уменьшение нагрузки котлоагрегата, вероятно, должно приводить к снижению эффективности системы охлаждения ввиду уменьшения расхода охлаждающего агента (природного газа). Так, например, для системы охлаждения с обдувом торцевой поверхности пилона плоской импактной струей при снижении нагрузки котла до 20 % от номинальной максимальная температура стенок пилона повышается от 395 до 550 °С (рис. 2). При этом заметно возрастает уровень температуры газа на выходе из системы охлаждения (от 80 до 152,6 °С). То есть, полученные данные свидетельствуют о том, что режимы неполной нагрузки котлоагрегата являются весьма неблагоприятными для обеспечения высокой эффективности систем охлаждения горелочных устройств.

Выводы

- Предложен ряд технических решений систем охлаждения горелочных устройств стабилизаторного типа. Разработаны системы охлаждения на основе комбинации различных схем струйного обдува торцевой поверхности пилона и схем продольного обтекания прилежащих к ней участков с применением дефлекторных конструкций разной конфигурации — с прямым, скругленным и специально спрофилированным дефлектором.

- Разработан подход к оценке эффективности систем охлаждения горелочных устройств, базирующийся на учете основных требований, предъявляемых к данным системам в части допустимых температурных уровней стенок пилона, потерь давления по тракту охладителя и температуры охлаждающего агента на выходе из системы охлаждения.

3. Выполнен комплекс исследований по оценке эффективности предложенных систем охлаждения горелочных устройств стабилизаторного типа. Проведен сравнительный анализ основных характеристик разработанных систем охлаждения и выполнено их ранжирование по различным показателям применительно к разным условиям эксплуатации энергетических объектов.

1. Компьютерное моделирование процессов переноса в системах охлаждения горелочных устройств стабилизаторного типа / Н.М. Фиалко, В.Г. Прокопов, Ю.В. Шерененковский и др. // Промышленная теплоэнергетика. — 2012. — № 1. — С. 64–72.

2. Дыбан Е.П., Мазур А.И. Конвективный теплообмен при струйном обтекании тел. — Киев: Наук. думка, 1982. — 303 с.
3. Системи охолодження пальникових пристрій струменево-нішевого типу / Н.М. Фіалко, В.Г. Прокопов, Ю.В. Шеренковський та ін. // Проблеми екології та експлуатації об'єктів енергетики: Матеріали ХХ міжнародної конференції (Ялта, 8–12 липня 2010 р.). — Київ, 2010. — С. 192–194.
4. Эффективность систем охлаждения горелочных устройств струйно-стабилизаторного типа / Н.М. Фиалко, В.Г. Прокопов, С.А. Аleshko и др. // Технологические системы. — 2012. — № 1. — С. 52–57.

ПРОЕКТ 5.10

Оцінка експлуатаційного ресурсу парових турбін ТЕС за результатами ранньої діагностики деградації металу лопаток методами фізичного матеріалознавства

УДК 621.184.3:620.193.5

ДЕГРАДАЦІЯ МЕТАЛУ ПІД ЧАС ТРИВАЛОЇ ЕКСПЛУАТАЦІЇ ТА ЇЇ ВПЛИВ НА ПРАЦЕЗДАТНІСТЬ ЛОПАТОК ПАРОВОЇ ТУРБІНИ*

Академік НАН України Г.М. ГРИГОРЕНКО, О.Д. СМІЯН, д-р техн. наук,
Л.М. КАПІТАНЧУК, О.І. БУТКОВА, Т.Г. СОЛОМОЙЧУК, інженери
(Ін-т електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України, Київ)

Методами фізичного матеріалознавства проведено комплексне дослідження змін у мікроструктурі та локальному хімічному складі металу лопаток високого, середнього та низького тиску парових турбін з різних ТЕС України. Встановлено, що під час тривалої експлуатації в металі лопаток поступово відбуваються зміни у розподілі домішкових та легувальних елементів між об'ємом та межами зерен, матрицею та неметалевими включеннями, товщиною та шириною лопатки тощо. Запропоновано механізм взаємодії металу лопатки з робочим середовищем під час експлуатації, який враховує умови експлуатації, її тривалість та процеси, що передбігають в металі під час експлуатації, спричиняють його деструкцію. Зокрема виявлено, що на метал лопатки діють не лише температура, тиск та вологість середовища (пари), але й відцентрові та крутільні сили. Запропоновано для оцінки стану лопаток та ресурсу їх безпечної експлуатації використовувати новий критерій — критерій деструкції, який враховує дію вказаних чинників та механізмів.

Ключові слова: лопатка парової турбіни, деградація металу, тиск, температура, мікроструктура, перерозподіл хімічних елементів, міграція та розчинення карбідів, неметалеві включення, експлуатація, руйнування

Переважна більшість парових турбін вітчизняних ТЕС вже відпрацювали розрахунковий (проектний) ресурс. Багато з них вичерпали й ресурс парковий. Устаткування експлуатується не у базовому (проектному), а в маневровому режимі з частими пусками–зупинками.

Руйнування лопаток парових турбін — одне з найбільш поширених пошкоджень, яке викликає вимушене простоювання не лише турбіни, але й

всього котла. Питання про механізм та причини їх руйнування ставилося вже неодноразово [1–4]. Роботи з подовження експлуатаційного ресурсу роботи лопаток парових турбін досі обмежувалися вибором відповідного металу лопатки, підтриманням необхідного режиму роботи парової турбіни. Проте чіткої відповіді щодо природи процесів, які визначають термін служби металу лопатки парової турбіни і які спричиняють її руйнування, досі не отримано.

Причина цих руйнувань, найвірогідніше, лежить щонайменше у трьох сферах впливу — хімічному (передбіг різного роду корозійних процес-

*В окремих дослідженнях брали участь Г.М. Гордань, О.М. Задорожнюк, І.І. Алексеєнко, І.Л. Богайчук, Р.М. Козін.

сів), механічному (вплив дії знакозмінного напруження на метал) та тісно пов'язаного з ним фізичному (міграція та перерозподіл нематричних елементів перерізом та довжиною лопатки під час її експлуатації, що в свою чергу призводить до фактичної локальної зміни хімічного складу металу, а отже, і його локальних механічних властивостей). Перший чинник має поверхневий характер. Решта — об'ємний. Але якщо дія первого чинника (корозії) більш-менш зрозуміла і значною мірою вивчена, то дія другого, а особливо третього, практично ще не досліджена.

В Україні, як і в інших країнах СНД, в ТЕС на котлах високого та надкритичного тиску використовуються трисекційні багатоступеневі парові турбіни аксіального типу, причому температура та тиск пари, вимоги до металу робочих лопаток та до їх розмірів в кожній з цих секцій різні. Найменшими за площею пера та довжиною є лопатки циліндра високого тиску (ЦВТ), на вході в який температура та тиск пари сягають максимальних значень (відповідно 540–565 °C та 24–35 МПа — залежно від типу котла), а на виході з циліндра низького тиску (ЦНТ) ці параметри складають лише 125–230 °C та 0,24–0,3 МПа. Отже, умови експлуатації лопаток високого, середнього та низького тиску різні і не тільки за температурою та тиском, але й за вологістю пари, швидкістю та площею перелопачування пари, характером та амплітудою коливань металу пера лопатки тощо. Наприклад, одна з головних вимог до металу лопаток високого тиску стосується окалиностійкості, а до лопаток низького тиску — корозійної стійкості. Лопатки початкових ступенів циліндрів середнього тиску (ЦСТ) мають бути стійкими до ерозійного зносу частинками окалини, які утворюються на поверхні лопаток останніх ступенів високого тиску. Лопатки початкових ступенів низького тиску працюють в умовах фазового переходу (зони Вільсона), коли відбувається конденсація перших крапель води на поверхні лопатки. Наприклад, з 38 випадків поломок лопаток 3-го ступеня ЦНТ турбін К-300-240ХТЗ у 33 (87 %) на профілі пера

лопаток виявлялись корозійні виразки розміром від 0,1 до 4,0 мм. Практично третина поломок зумовлена пошкодженням металу пера на ділянці переходу пара—конденсат. Поява вказаних виразок зменшує в 2,0–2,5 рази межу витривалості металу порівняно з металом, що не був в експлуатації. Досвід експлуатації турбін К-300-240ХТЗ свідчить, що тривалість служби лопаток 3- та 4-го ступенів частини низького тиску (ЧНТ) залежить від інтенсивності (балу) розвитку корозійних процесів. За наявності балів 5–6 корозії лопатки руйнуються вже після 20–50 тис. год експлуатації, балів 3–4 — після 50–100 тис. год, балів 1–2 — лише після 100–150 тис. год (за даними НДІТЕ) [5]. Найрідше руйнуються лопатки ЦВТ. Отже, умови експлуатації у лопаток є різними, а тому і вимоги до забезпечення їх тривалої та безпечної експлуатації будуть іншими. Саме тому лопатки високого, середнього та низького тиску відрізняються не тільки розмірами (рис. 1), але й хімічним складом металу. Зокрема, сталь лопаток низького тиску має 12–18 % Cr; середнього — 5–9 % Cr; високого — 1,5–3,0 % Cr. Отже, не слід очікувати єдиного механізму руйнування для всіх лопаток парової турбіни, проте не виключається можливість існування єдиної концепції розвитку цього процесу з обов'язковим урахуванням особливостей експлуатаційних умов та робочого середовища кожної зі згаданих груп лопаток.

Мета даної роботи полягає у пошуку можливості оцінки залишкового ресурсу безаварійної роботи лопатки парової турбіни за умов експлуатації, базуючись на локальних змінах хімічного складу та структури металу, що відбуваються в ньому в процесі експлуатації та в результаті тривалого терміну роботи.

Дослідження виконували комплексно з використанням різних методів вивчення структури та хімічного складу окремих ділянок лопаток парових турбін: мікрозондової та скануючої Оже-спектрометрії й мікрозондової мас-спектрометрії вторинних іонів (BIMC) на приладовому комбайні лабораторії тривімірного аналізу LAS-2000 фірми

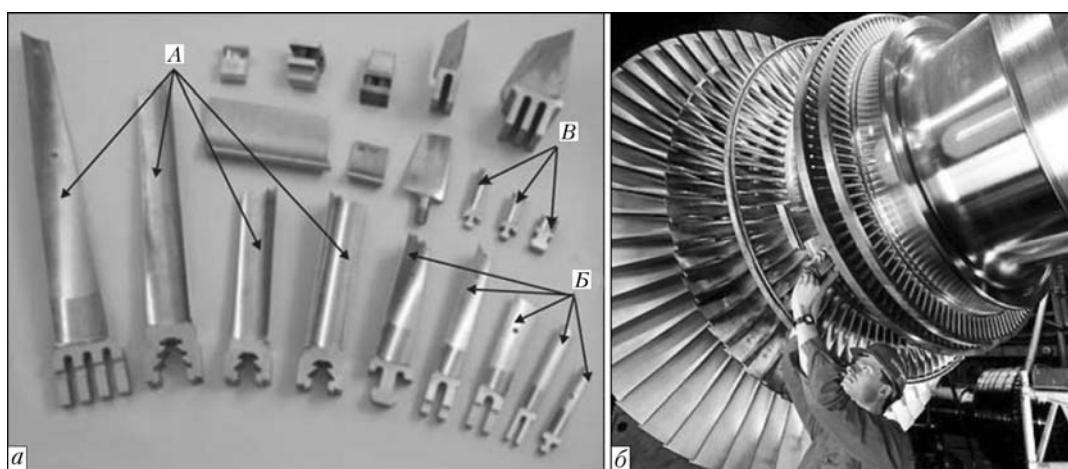


Рис. 1. Лопатки, які використовуються в циліндрах парових турбін теплових електростанцій; низького *A*; середнього *B*; високого *C* (а); монтаж робочих лопаток на ротор парової турбіни (б)

Таблиця 1. Лопатки парових турбін з теплових електростанцій, використовувані для проведення досліджень

Індекс зразка	Турбіна	Місце відбору зразка	Сталь	$T, ^\circ\text{C}$	$P, \text{ МПа}$	Напрацювання $t, \text{ тис. год}$	Кількість пусків– зупинок N
59-60	K-160-130-ХТЗ	Друга ступінь ЦНТ	12Х13	230	0,24	140	410
61-62	T-100	ЦВТ, друга ступінь диску ротора	34ХН1М	555	12,75	100	620
63-67	K-200-130	ЦВТ, 11-а ступінь, обід диску	25Х1М1Ф	347	2,52	78	803
101-105	T-100 / 120-130	ЦНТ, 23 ступінь	30Х12	145	0,24	140,144	222
201-205	K-300-240 ХТЗ	30 ступінь РНТ [*] Відрив бандажа, Бл.1	1Х13	545	24	136,587	152
301-304	K-300-240 ХТЗ	ЦНТ п'ята ступінь	12Х13	545	24	210,3	542
307	K-300-240-ЛМЗ	П'ята ступінь ЦНТ	12Х13	370	2,5	170	580
41	K-300-240 ХТ	13 ступінь ЦСТ	12Х11МНФБ	480	24	150	100
51	K-300-240 ХТЗ	П'ята ступінь ЦНТ, Бл.2	15Х11МФ	345	2,5	106	353
640-651	K-300-240 ХТЗ	ЦСТ	08Х13	540	3,5	201	460
90	K-300-240-ЛМЗ	ЦВТ	14Х3МФ	560	23,5	250	1104
2301-2305	K-300-240 ХТЗ	Перша ступінь ЦНТ, лопатка 30	1Х13	240	0,24	136,512	202

*Ротор низького тиску.

RIBER; енергодисперсійного аналізу (ЕДСА) з використанням електронно-мікроскопічного дослідження на відбиття з високою просторовою розподільчою здатністю на приладі JAMP-9500F фірми JEOL з приставкою INCA, світлової металографії (NEOFOT-32), локального мас-спектрального аналізу з лазерним зондом (ЛЛМА — прилад ЭХО-4М, IEZ ім. Є.О. Патона НАН України), методу мікротвердості (прилад M-400, фірма LECO) тощо.

Зразки металу зняті з експлуатації (з різних причин) лопаток з різних секцій (високого, середнього та низького тиску) парових турбін з ТЕС України (табл. 1) шліфувались, полірувались, травились хімічно, а при потребі, додатково переварювались та травились пучком іонів аргону (під час електронно-мікроскопічних та енергодис-

персійних досліджень). Зовнішній вигляд лопаток подано на рис. 1.

Результати проведених досліджень розглядалися «по ходу потока пари» у проточній частині турбіни, тобто у такій послідовності: лопатки високого, середнього та низького тиску. Мета такого розгляду — виявити спільні для лопаток всієї парової турбіни тенденції та механізми, дія яких протягом тривалого часу експлуатації призводить до вичерпання ресурсу їх працевздатності, а також до руйнування лопаток.

Дослідження лопаток ЦВТ (зразки 61-67; 90) на вміст та розподіл водню довжиною та ширину пера методом ЛЛМА на установці ЭХО-4М показали, що концентрація водню зростає від кінчика пера до кореня лопатки і сягає максимуму в зоні переходу від кореня до замка (рис. 2, a). Отже,

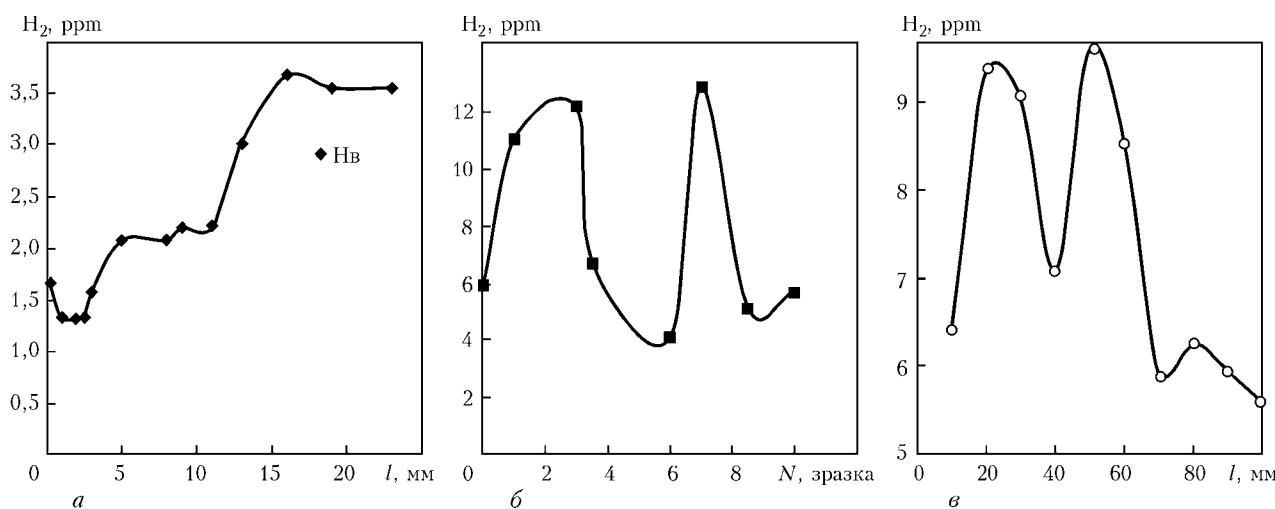


Рис. 2. Розподіл водню довжиною лопаток 90 високого (a) та низького 60 (b) тиску; шириною пера лопатки 41 середнього тиску (c); l — відстань від тонкого пруту

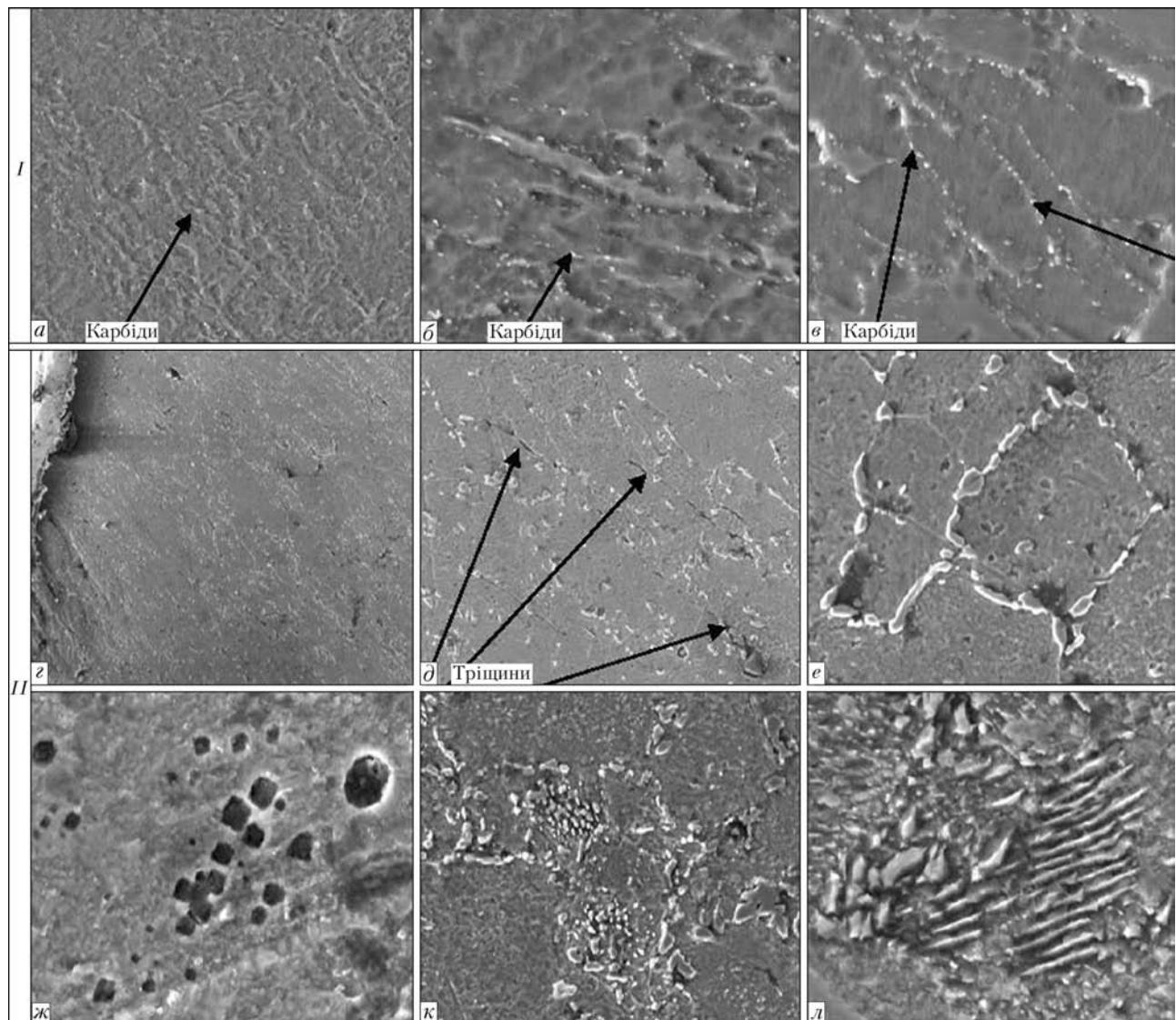


Рис. 3. Структурні зміни в металі лопаток в результаті тривалої експлуатації: I — міграція карбідів хрому (стрілки) з об'єму до меж зерен лопатки 41 середнього тиску; *a* — $\times 3000$; *b*, *c* — $\times 10000$; II — зміна мікроструктури лопатки 90 високого тиску в напрямку від кінчика пера (*e*) до замка (*l*); *e* — кінчик пера, $\times 500$; *d* — прилегла зона, $\times 2000$; *e* — середня частина пера, $\times 4500$; *ж* — приповерхнева ділянка біля кореня, $\times 13000$; *к* — переход від кореня до замка, $\times 4000$; *л* — зона замка, $\times 10000$; сталь 14ХЗМФ

у відповідності з роботами [6, 7] тут мають бути максимальні розтягуючі напруження в металі. Оскільки температура в цій зоні досить висока (560°C), то вміст розчиненого водню в металі відносно невеликий.

Мікроструктура металу кінчика пера досить однорідна, неметалеві вкраплення (НВ) майже відсутні. Проте зафіковані невеликі внутрішні тріщини довжиною до 10 мкм, переважно зорієнтовані паралельно робочим поверхням лопатки. Починаються вони як міжзеренні, але в подальшому стають транскристалітними. За характером це тріщини втоми (рис. 3, *д*). В корені лопатки 90 на межі з її замком в зоні максимальних напружень зафіковано значну кількість НВ, які переважно знаходяться в приповерхневому шарі внутрішньої поверхні лопатки (рис. 3, *ж*). З просуванням від кінчика пера до його кореня та замкової частини мікроструктура металу пера суттєво змінюється. Якщо метал кінчика є однорідним і

складається з легованого фериту, на межах зерен якого знаходяться дрібні карбіди хрому, а в тілі зерен лише зрідка зустрічаються інші НВ (оксиди та силіциди), то в корені лопатки та в її замку картина зовсім інакша. Тут вже фіксуються колонії зернистого (в середині лопатки) та пластинчастого (в замку) перліту (рис. 3, *к*, *л*), скупчення глобуллярних оксидів, карбідів заліза та хрому, які розміщаються як в тілі зерен, так і на їх межах. Біля поверхні вони шикуються у паралельні ряди, вздовж яких утворюються тріщини втоми (рис. 3, *з*, *д*).

Особливості лопаток середнього тиску полягають у тому, що до лопаток перших ступенів цієї секції (по ходу пари) висуваються підвищені вимоги щодо ерозійного зносу від бомбардування їх поверхні дрібними частками окалини з оксидного шару останніх ступенів лопаток секції високого тиску, а на лопатках останніх ступенів середнього тиску внаслідок зниження температури пари та її

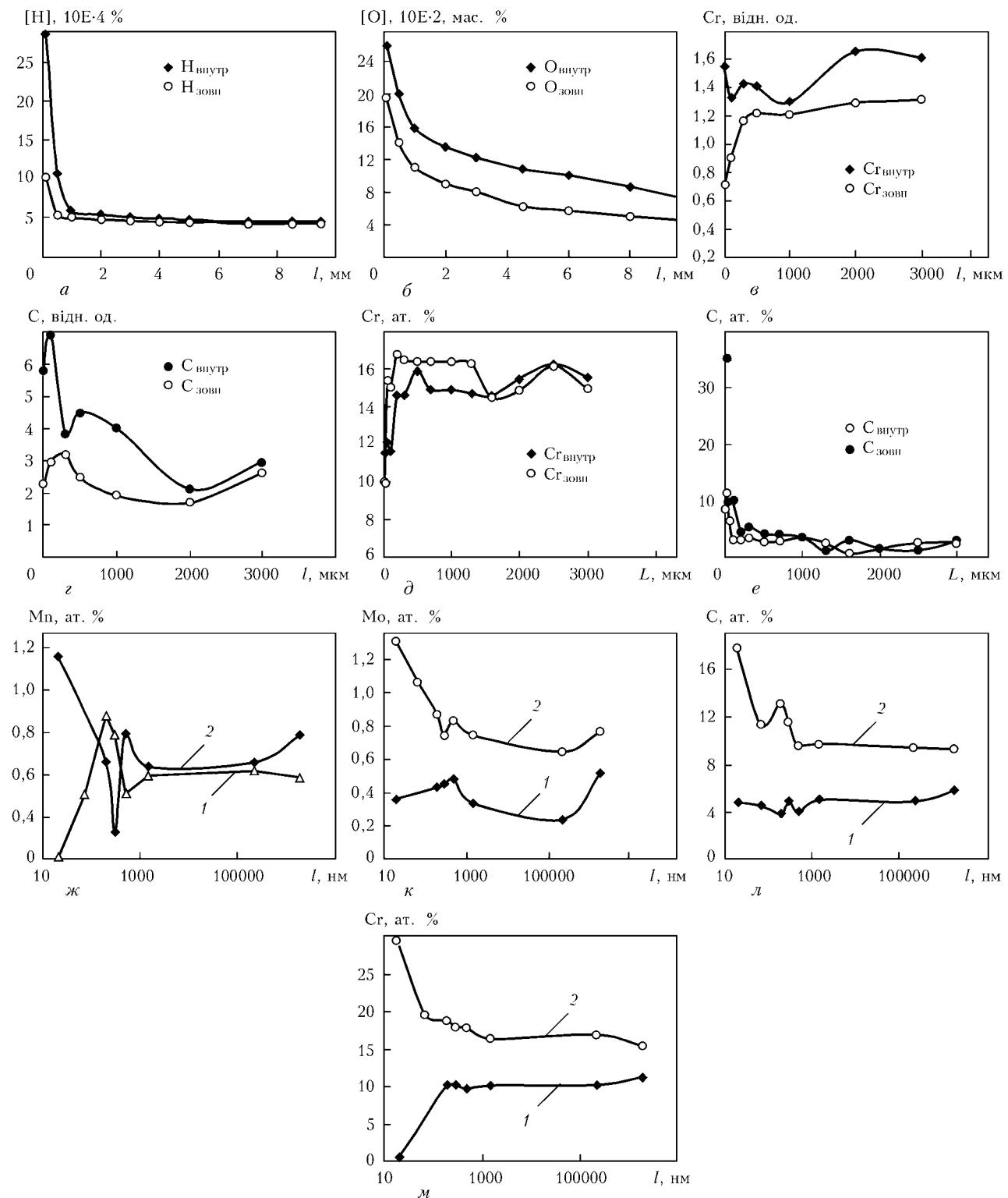


Рис. 4. Розподіл в результаті тривалої експлуатації домішкових (водень, кисень, вуглець) та легувальних (хром, молібден, марганець) елементів вздовж внутрішньої та зовнішньої поверхні (*a–e*) та вглиб від поверхні руйнування (*є–з*) металу пера лопатки 640 ЦСТ (*a, б*); 2301 ЦНТ (*є, з*); 304 ЦНТ (*д, е*); перерозподіл хімічних елементів (вуглець, хром, марганець, молібден) між матрицею (1) та частками (2) глибиною приповерхневого шару металу лопатки 304 ЦНТ; методи аналізу ЛЛМА (*a, б*); ВІМС (*є, з*); ОЕС (*д, е*); ЕДСА (*ж, к, л, м*); l – відстань від поверхні; L – відстань від поверхні руйнування

тиску, а також підвищення вологості в зоні фазового переходу з'являються краплі первинного конденсату. Тому суттєво підвищуються вимоги до корозійної стійкості цього металу. Насамперед це стосується лопаток перших ступенів низького тиску.

В лопатках середнього тиску (зразки 41, 640-651) кількість сорбованого металом водню більша, ніж в попередньому випадку, але ще недостатня, щоб спричинити водневе окрихчення металу. Усереднені дані щодо локального вмісту та розподілу водню і кисню шириною лопатки ЦСТ (рис. 2, *є*)

дозволяють виявити наявність неоднорідних напружень не тільки довжиною, але й ширину лопатки, які виникають в металі пера під час його роботи. Тобто, крім коливань маятникового типу осі лопатки, існують ще й окружні — навколо осі лопатки (на кшалт крутильних). Це також спричиняє деградацію металу, впливає на характер взаємодії металу з середовищем, активізує процеси сорбції та перерозподілу в металі домішкових та легуючих елементів. Підтвердженням цієї тези слугує рис. 4, де подано розподіл згаданих хімічних елементів в приповерхневому шарі опуклої (зовнішньої) та вгнутої (внутрішньої) поверхні лопаток низького та середнього тиску (рис. 4, *a–e*), а також між матрицею (полем) та неметалевими включеннями (рис. 4, *ж–л*) після тривалої експлуатації. Суттєво, що за характером розподіл легуючих та домішкових елементів, який визначено за допомогою різних методів аналізу, принципово співпадає.

Згадану хімічну неоднорідність, яка формується в результаті тривалої експлуатації металу лопаток та фіксується в приповерхневому шарі металу з оксидною плівкою, підтверджує рис. 5.

В структурі металу лопаток цієї серії присутня значна кількість дрібних НВ, але в зоні кінчика пера їх кількість істотно зменшується порівняно з центральною частиною. За структурою — це дрібнозернистий бейніт. Ферит виділяється лише як міжзеренний прошарок завтовшки у кілька мікрон (рис. 3, *a–e*). На краях лопатки (її пругах) структура більш груба, ніж в центрі, на цій ділянці можливий перегрів металу. У вказаній зоні зафіксовано відшарування поверхневого шару робочих поверхонь пера лопатки. За твердістю метал однорідний ($HV 254$), але через малу товщину прошарку фериту визначити його твердість не вдалося. У тонкій частині лопатки (опахалі пера) твердість дещо зростає ($HV 254$, $HV 264$, $HV 251$ МПа).

Дослідження металу шириною лопатки та по її товщині показало, що в результаті тривалої експлуатації відбувається часткова зміна хімічного складу металу пера. Зокрема, встановлено, що внаслідок тривалої експлуатації відбувається міграція та перерозподіл не тільки домішкових (водень, кисень), але й легуючих елементів. Їх локальна концентрація може змінюватись порівняно з середньою, яка визначалась методами загального хімічного та спектрального аналізу. Зокрема, у товстій частині пера порівняно з її тонкою частиною (опахалом) локальна концентрація хрому в основному металі за результатами вимірювань методом мікрозондової Оже-електронної мікроскопії на пристрії LAS-2000 змінюється від 15,42 до 11,21 ат. %, тобто на 4,2 ат. %. А це вже інша сталь.

В поверхневому шарі на поверхні відкладень (в оксидному шарі) цієї ж лопатки співвідношення концентрацій інших хімічних елементів в товстій частині та їх вмісту у тонкій частині пера за даними методу ВІМС змінюється таким чином: до

Cr, C, O, Si, S, Cl, мас. %

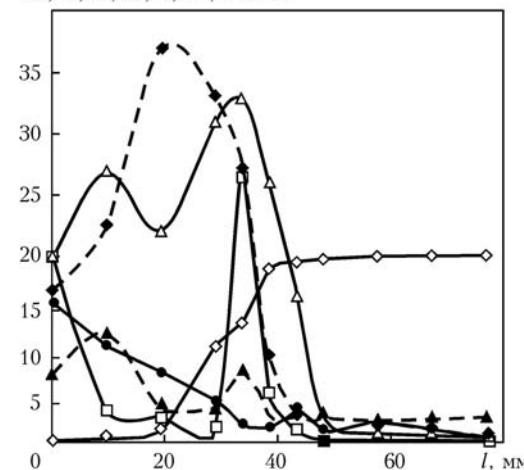


Рис. 5. Розподіл хімічних елементів у шарі оксиду та прилеглого металу, метод ОЕС; зразок 640 ЦСТ; \diamond — Cr; \bullet — C; Δ — O; \blacktriangle — Si, $\times 20$; \square — S, $\times 20$; \blacklozenge — Cl, $\times 20$

пругу тонкої частини (опахалу) збільшується локальний вміст водню у 20 разів, кисню — у 17 разів, кальцію, цинку — у 13 разів, міді — в 11 разів, алюмінію — в 10 разів, хлору — в 4 рази, натрію — в 1,3 рази тощо. У вихідному металі домішки кальцію, цинку, меді, хлору, натрію в помітній кількості ($>0,3\%$) відсутні. Одночасно в цьому металі зменшується кількість хрому, нікелю, кремнію. На внутрішній поверхні лопатки зафіксовані виразки — сліди від піттінгової корозії.

Але найбільш вразливими до розвитку корозійних процесів під час експлуатації є лопатки низького тиску (табл. 1). Саме на цю групу припадає 70 % пошкоджень лопаток. Головна причина руйнування — підвищення вологості пари, фазовий перехід (зона Вільсона), випадіння корозійно агресивного первісного конденсату, який в умовах маневрового режиму і недостатнього контролю за якістю води обрату має органічні домішки, що призводить до розвитку піттінгової корозії перш за все на внутрішній поверхні лопатки, де утворюються численні круглі виразки діаметром 0,5–4,0 мм.

Другий чинник, роль якого значно підвищується в лопатках цієї секції порівняно з попередніми, — вібрація та коливання пера лопатки під час експлуатації через великі значення площин опахала та довжини пера лопатки. Тому для зменшення амплітуди коливань в лопатках останніх ступенів виконують отвори та зв'язують дротом для надання їм жорсткості.

Досліджено кілька лопаток ЦНТ різних ступенів та термінів служби (табл. 1).

Для лопаток цієї групи найбільш характерна сорбція металом водню та кисню в значних кількостях, тому зростає потенційна можливість водневого окрихчення металу та водневої корозії. Вміст та розподіл водню в лопатці низького тиску наведено на рис. 2, б.

Мікроструктура кінчика лопатки та тонкої частини пера, а також приповерхневої частини робочих поверхонь тогожні — зерна тут більш дрібні

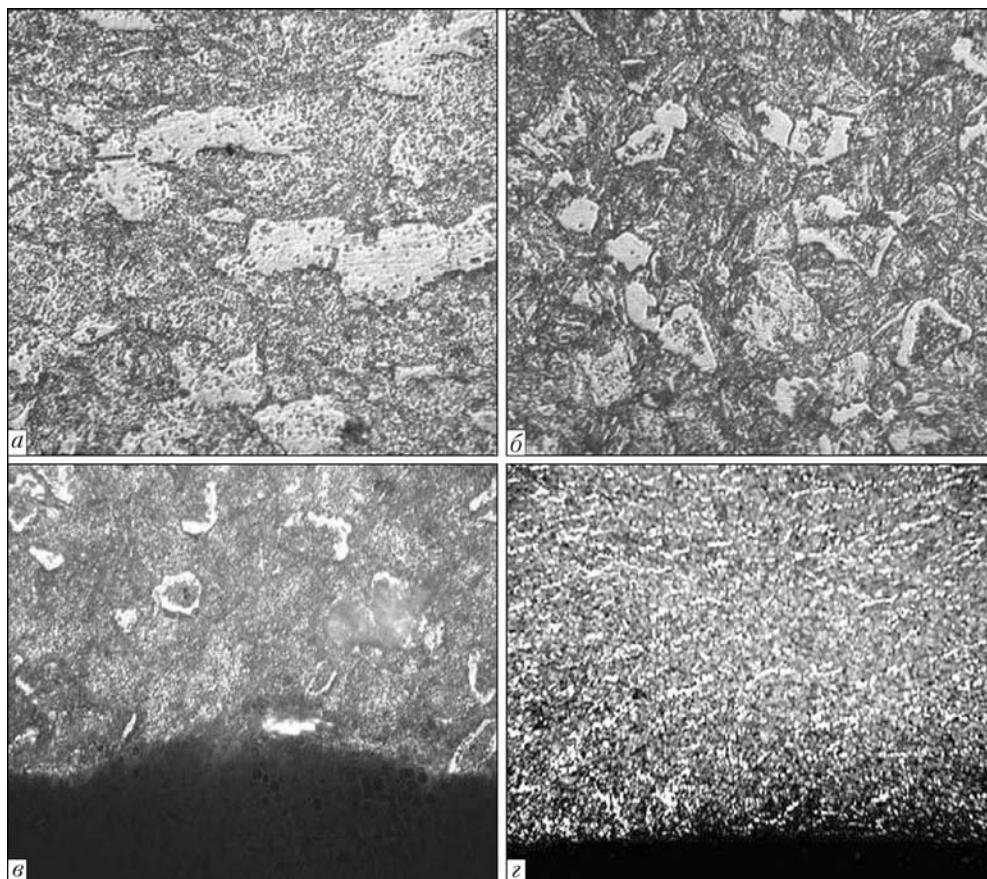


Рис. 6. Зміна структури металу товщиною зразка (від центру (а) до зовнішньої (с) та внутрішньої (д) поверхонь в зоні кінчика пера лопатки 2303: а-б — виділення в середині фериту; а, б — центр зразка, $\times 1000$; с, д — в зоні кінчика пера: с — $\times 1000$; д — $\times 100$

(бал 10), ніж у товстій частині (бал 8–9), або в середині металу та в центральній частині лопатки (бал 7–8). За мікроструктурою — це суміш фе-

риту з перлітом або бейнітот залежно від складу металу лопатки (рис. 6). В приповерхневому шарі робочих поверхонь лопаток фериту менше. Карбі-

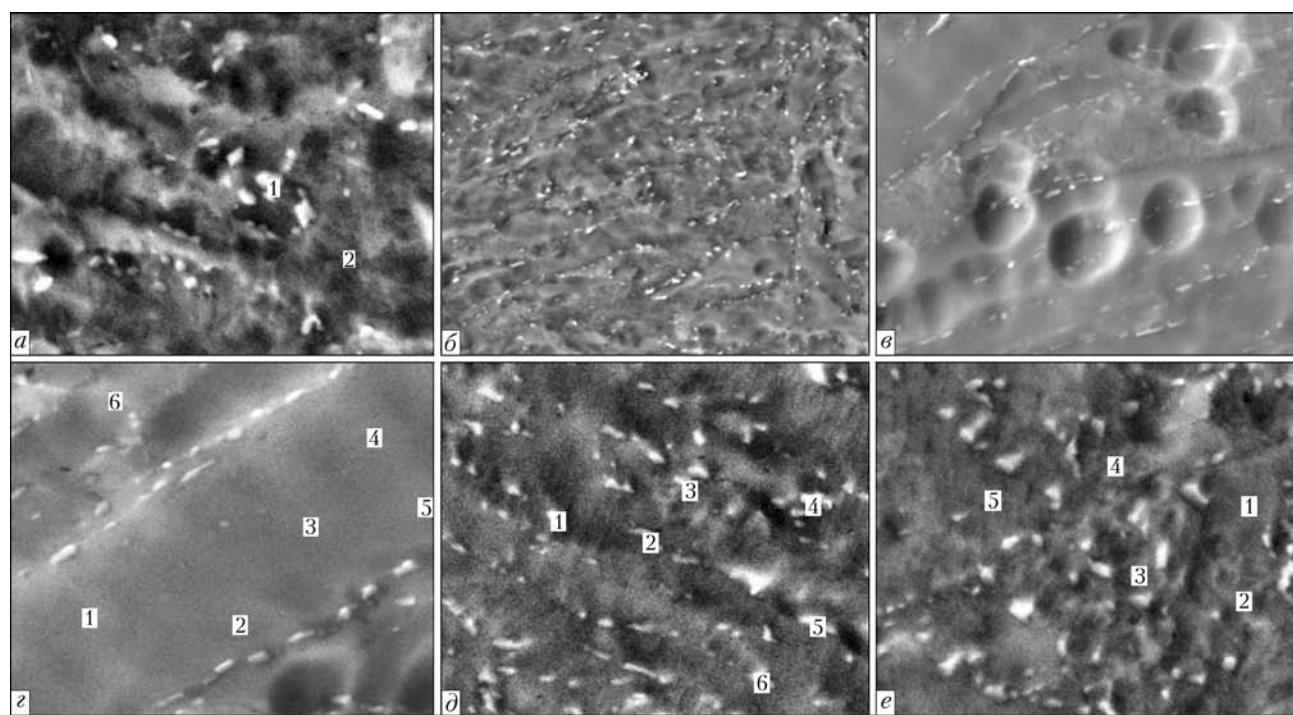


Рис. 7. Зміна мікроструктури металу лопатки 304 в приповерхневому шарі на відстані від внутрішньої поверхні пера, нм: а — 20, $\times 15000$; б — 200, $\times 10000$; в — 300, $\times 15000$; г — 500, $\times 30000$; д — 1500, $\times 15000$; е — 2 мм, $\times 30000$; білі цятки — карбіди хрому; 1–6 — місця енергодисперсійного аналізу елементного складу

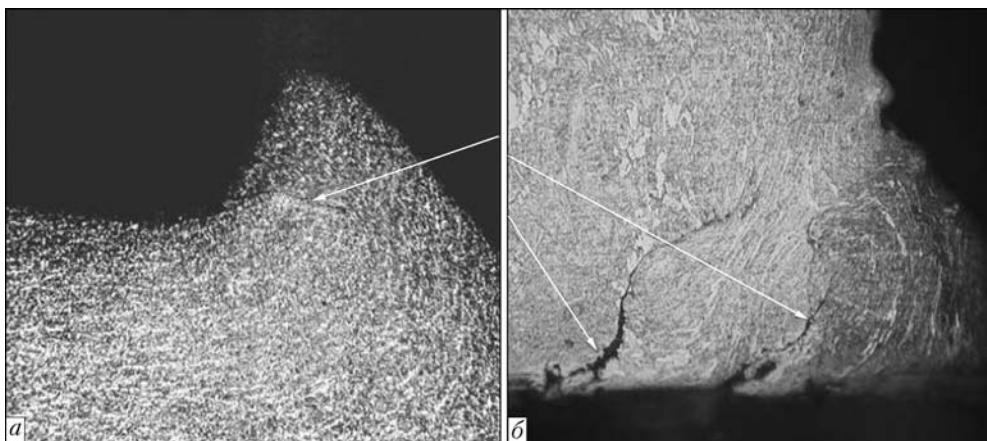


Рис. 8. Пластична деформація металу в зоні кінчика пера лопаток 2303 (а, $\times 50$) та 305 (б, $\times 250$) ЦНТ після тривалої експлуатації; стрілками вказано місця розташування тріщин

ди, як і в лопатках ЦСТ, тяжіють до приповерхневого шару. В центральній частині лопатки їх менше. Відповідно змінюється і твердість металу в цих ділянках — в приповерхневому шарі $HV_{0,5}$ 1830–1920, в центральній частині зразка — $HV_{0,5}$ 1610–1830 МПа.

В лопатках ЦНТ з ферито-бейнітних сталей інший розподіл твердості: у феріті — $HV_{0,5}$ 2010–2100, у бейніті — $HV_{0,5}$ 2320 МПа, а в приповерхневому шарі, збідненому феритом, — $HV_{0,5}$ 2540–2620. Мікроструктура лопаток цієї серії змінюється від кінчика пера до його кореня за напрямком осі лопатки і за її ширину та товщиною, як це було в лопатках ЦСТ. На рис. 7 показано характерні структури металу пера лопатки в різних її ділянках, а на рис. 5 — розподіл хімічних елементів товщиною такої лопатки.

На кінчиках пера деяких лопаток виявлено сліди тріщини та пластичної деформації (рис. 3, д, 8). Твердість металу в цих ділянках виявилась більшою, ніж у матрічному металі та у металі берегів тріщини $HV_{0,5}$ 2190 МПа (зразок 201).

Отже, різниця в хімічному складі металу є не лише на поверхні металлу пера, але й у приповерхневому шарі та в глибині металу. Таким чином, є підстави вважати, що в результаті тривалої експлуатації первісно однорідний метал марочного складу перетворюється у багатошарову композицію, яка складається зі сплавів з різним вмістом окремих хімічних елементів, а також і з різними механічними характеристиками. Цілком ймовірно, що швидкість такої структурної трансформації є одним із важливих чинників, що зумовлюють тривалість безпечної експлуатації лопаток парової турбіни.

Незважаючи на розмаїття умов експлуатації лопаток різних ступенів в секціях турбіни різного тиску (температура, тиск пари, її вологість, кружна швидкість металу кінчика пера, складні коливальні та вібраційні процеси, різний вихідний хімічний склад металу окремих лопаток та їх зміна під час та в результаті експлуатації тощо) все ж таки є й дещо спільне в процесах, які відбувають-

ся в металі лопаток парових турбін під час їх експлуатації.

По-перше, всі досліджувані лопатки входять до складу аксіальних одновальних турбін. Отже, всі лопатки в усіх секціях працюють синхронно, нормальна швидкість обертання у всіх на валу є однаковою.

По-друге, поток пари за масою є незмінним у часі. Проте, оскільки роботи ведуться не в базовому (проектному), а в маневровому режимі, то кількість незапланованих, в тому числі й аварійних, пусків та зупинок є непередбачуваною, але має тенденцію до постійного зростання, що негативно впливає на перебіг процесів міграції та перерозподілу домішкових та легуючих елементів, а також на зміну мікроструктури металу всією довжиною та ширину пера лопатки, хоча й з різною інтенсивністю в окремих секціях з різним тиском.

По-третє, хоча обертова швидкість на валу в одновальних лопаточних апаратів однаакова, проте з пониженням температури пари та її тиску розміри лопаток наступних ступенів стають більшими за попередні, а тому кружна швидкість кінчиків пера цих лопаток відповідно зростає досить швидко. Наприклад, для лопаток низького тиску вона сягає до 540–660 м/с (табл. 2). Ця обставина не може не вплинути на процеси, які відбуваються в металі.

По-четверте, на всі лопатки діє пара одного і того ж хімічного складу. Але значення температури та тиск пари різняться не тільки в кожній секції, але й на кожній лопатці наступного ступеня. Тому, з одного боку, дифузійні процеси масоперенесення нематричних хімічних елементів мають уповільнюватись. Але, з другого боку, з віддаленням від входу до турбіни зростають розміри лопаток, інтенсивність і частота вібраційних та коливальних процесів, генерація дислокаций та сорбція хімічних елементів з середовища, а також перерозподіл нематричних елементів в самому металі лопатки. Отже, два протилежного напрямку та дії процеси відбуваються в металі лопатки одночасно, справа лише в дольовій участі

Таблиця 2. Характеристика останніх ступенів ЦНТ потужних турбін ЛМЗ [8]

Параметри	К-300-240-1	К-300-240-3	К-500-240-4	К-800-240-5
Довжина робочої частини, мм	960	960	1000	1200
Середній діаметр, мм	2480	2480	2800	3000
Маса лопатки з хвостовиком, кг	10,1	7,48	8,8	11,3
Матеріал	Сталь	Титановий сплав	Сталь	Сталь
Торцьова площа, м ²	11,6	6,9	21,6	16,51
Максимальна кружна швидкість, м/с	600	540	597	660
Максимальна кількість дозволених пусків за весь період експлуатації	1500	1500	1500	1500

кожного з них в тій чи іншій лопатці. Таким чином, всупереч очікуванням, висловленим на початку цієї статті, можна запропонувати механізм процесів деструкції в металі лопаток парових турбін, який, певною мірою, є спільним для всіх лопаток з урахуванням співвідношення впливу параметричних чинників (температура, тиск) та геометричних (довжина, об'єм).

Основні положення механізму деструкції металу лопатки в процесі експлуатації в умовах, коли на її метал одночасно діє ціла низка чинників, полягають в наступному.

Первісно структурно однорідний метал лопатки у вказаних вище умовах одночасної дії кількох чинників поступово змінюється: за підвищених температур (550–560 °C) карбіди заліза в результаті дії структурно-деформаційного [9] та квантового [10] ефектів поступово розчиняються, пластинчастий перліт матричного металу перетворюється спочатку у зернистий (рис. 3, *к*), а потім розчиняється в оточуючому феріті. Частина їх мігрує до робочої поверхні лопатки, утворюючи там скучення (рис. 3, *ж*). Згодом ці карбіди розчиняються, і в металі лишаються термодинамічно більш стійкі карбіди хрому та багатоелементні НВ. З часом (і перш за все в приповерхневих шарах робочої поверхні лопатки) відбувається часткове розчинення карбідів, а також їх міграція з об'єму зерен на їх межі, що зафіксовано в зоні кінчика пера лопатки високого тиску (рис. 3, *г*). За цих умов дія вібрації пера під час роботи призводить до окрихчення металу, особливо в присутності НВ та наявності інших теплових та механічних характеристик, порівняно з матричним металом, наприклад, оксиду алюмінію, біля якого і зароджується тріщина втоми, яка спочатку росте по межі зерна, а далі її ріст стає транскристалітним (рис. 3, *д*, вказано стрілкою).

З пониженням значень температури та тиску пари збільшуються геометричні параметри лопаток, а отже, зростає амплітуда осьових коливань, з'являються і дедалі стають все більшими відцентрові сили, які на цьому етапі ще не набувають значного рівня, проте стає відчутною дія ерозії поверхні лопаток перших ступенів частками окалини та насичення металу воднем та киснем, що призводить

до пітінгової корозії робочої поверхні лопаток перших ступенів низького тиску.

Наводнення металу лопаток низького тиску є досить відчутним і може провокувати водневе окрихчення. В лопатках середнього та низького тиску через дію обох процесів (ерозії та корозії) пошкоджується приповерхневий шар металу, отже, локально змінюється переріз лопатки, що теж погіршує її механічні властивості.

Зафіксовано відшарування поверхневого шару металу на робочих поверхнях. При відносно невеликих значеннях температури, в умовах яких працюють лопатки низького тиску, все помітнішу роль відіграють геометричні чинники, які зумовлюють суттєве збільшення постійно діючих відцентрових сил, що викликають в металі лопатки значні розтягуючі сили, а це сприяє при достатньо високій тривалості експлуатації (понад 140 тис. год) появі в металі спочатку в зоні кінчика лопаток, а потім і в інших зонах ділянок з пластичною плинністю металу, особливо приповерхневих шарів (рис. 8; 3, *к*, *л*). Це призводить до зміни форми зерен металу (їх подовження в напрямку, паралельному робочій поверхні, — рис. 3, *а*, *б*) та утворення дислокаційних трубок, завдяки чому відбувається формування смуг, ланцюгів з дрібних неметалевих вкраплень паралельно поверхням лопатки (рис. 7). Така структура характерна для лопаток, що передбувають в критичному стані передруйнування.

Під час планових зупинок теплоагрегатів розхолоджування котла та його супутніх компонентів відбувається повільно, протягом трьох діб. Але у випадку аварії (руйнування металу будь-якого елементу пароводяного тракту котла, що призводить до вимушеної зупинки всього теплоагрегату) розхолодження відбувається лише за 2–3 год. В цьому випадку в металі котла та супутнього технологічного обладнання, в тому числі і в лопатках парових турбін, виникають значні термічні напруження, які накладаються на технологічні, що діють під час експлуатації. В результаті суттєво прискорюються всі деструкційні процеси і зменшується термін безаварійної експлуатації технологічного обладнання, в тому числі і лопаток парових турбін.

Такі випадки значно почалися через переходи з базового на маневровий режим. На нашу

Таблиця 3. Критерій деструкції S для деяких лопаток низького тиску

№ лопатки (зразок)	Напрацювання, τ , тис. год	Кількість пусків–зупинок, N	$S = \tau / N\chi$	Характер змін в металі лопатки
41	150	100	1,5	Суттєвих змін не виявлено (лопатка середнього тиску)
201	136,587	152	0,817	Змінюються розміри та кількість НВ
23	136,512	202	0,510	Міграція хімічних елементів до внутрішньої та зовнішньої поверхні пера
51	106	353	0,240	Зміни в мікроструктурі — потовщення та збільшення пластин бейніту. Розчинення карбідів заліза, міграція та перерозподіл карбідів хрому та молібдену
307	170	580	0,20	Суттєві зміни в мікроструктурі. Декорування меж зерен карбідами, воднем, нікелем. Деформація зерен. Пластична деформація поверхневих шарів металу. Руйнування

думку, — це один з провідних чинників, що викликає руйнування металу пароводяного тракту котлоагрегату, в тому числі і металу лопаток. Останнє сприяло появі ще одного негативного чинника — збільшилась кількість органіки в обраті, що надходить на станції з промислових підприємств. Існуюча система водопідготовки на станціях (іоннообмінні смоли) не спроможна повною мірою очищати живильну воду, тому зростає корозійна активність первісного конденсату на лопатках в зоні фазового переходу, оскільки концентрація органіки в первісних краплях конденсату перевищує її концентрацію у воді до 500 разів [11].

Таким чином, під час тривалої експлуатації в металі лопаток парових турбін відбувається ціла низка різних за характером, фізичною природою та інтенсивністю процесів, сумісна дія яких призводить до поступової зміни структури та властивостей металу, його локального хімічного складу та локальних механічних й службових характеристик.

Переважну більшість вказаних процесів можна обрахувати і на цій підставі дати прогнозну оцінку терміну тривалої експлуатації лопаток парових турбін. Тому пропонується ввести в обіг новий критерій S , який відображає відношення тривалості експлуатації конструктивного елементу пароводяного тракту теплоагрегату до кількості пусків–зупинок N , тобто напрацювання на 1 пуск, а також χ , що враховує особливості масоперенесення й міграції окремих хімічних елементів та їх комплексів під час та в результаті тривалої експлуатації і може змінюватись від 1 до 3.

$$S = \tau / N\chi,$$

де S та χ — критерії деструкції металу.

Критерій χ є комплексним і враховує вплив реального коефіцієнту дифузії основних компонентів лопаточної сталі (углеця, хрому, молібдену, нікелю, ванадію, кремнію) та домішок (водню, кисню); вплив на швидкість дифузії цих елементів напруженість, які виникають в металі лопатки під час її роботи, особливо для лопаток ЦНТ, в яких

відцентрові сили досягають великих значень; зміну швидкості масоперенесення в сталі під впливом зміни форми та розмірів зерен, структурно-фазового складу локальних зон лопатки тощо, температуру, тиск, вологість пари, наявність в ній домішок органіки, хімічну спорідненість окремих елементів, зміну термодинамічного та хімічного потенціалу тощо. Всі вказані чинники впливу змінюються від лопатки до лопатки, від секції до секції парової турбіни, змінюються і співвідношення між значеннями окремих складових параметрів χ .

Про можливість запропонованого підходу свідчать рис. 9 та табл. 3. Найбільший вплив мають співвідношення кількості аварійних та планових пусків, вміст органіки в парі, амплітуда та частота вібрації та коливань пера лопаток під час експлуатації, геометрична форма та розміри лопаток, особливо низького тиску). Тому в детальному вигляді наведений вище вираз для критерію деструкції поки що не можна записати.

Слід підкреслити, що визначення вказаних параметрів є індивідуальним для кожного з ступенів та секцій лопаток, оскільки потребує врахування хімічного складу металу конкретної лопатки (а він здебільшого є різним), умов експлуатації кожної з лопаток та її геометричної форми, ступеню деградації металу в результаті попередньої експлуатації тощо. Тому запропонований вираз має загальний характер, а конкретне його застосування

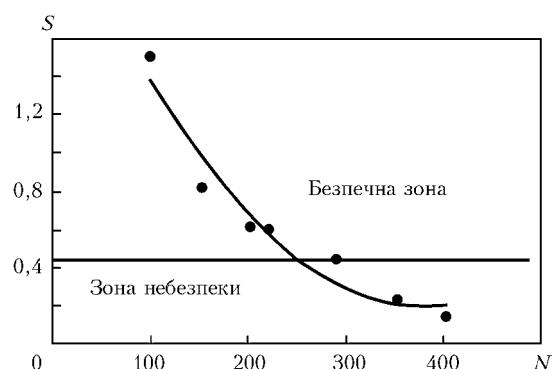


Рис. 9. Залежність коефіцієнту деструкції металу S піра лопаток від кількості пусків–зупинок N парових турбін ЦНТ

для серії лопаток низького тиску на підставі відповідних розрахунків подано на рис. 9.

Висновки

1. На основі результатів комплексного дослідження деградації металу різного ступеню і тиску лопаток парових турбін після їх тривалої експлуатації встановлено наявність значних структурних змін в їх металі, виявлено в них суттєву міграцію та перерозподіл домішкових й легуючих елементів, запропоновано механізм процесу цих перетворень в металі за умови експлуатації з урахуванням експлуатаційних, технологічних та геометрических параметрів.

2. Встановлено, що в лопатках високого, середнього та низького тиску під час тривалої (понад 100 тис. год) експлуатації під впливом змінних навантажень, температури та тиску робочої речовини (пари) відбуваються зміна концентрації та перерозподіл в приповерхневому шарі та в об'ємі зразка металу як домішкових (водень, кисень, вуглець, хлор, натрій), так і легуючих елементів (хром, молібден, нікель, ванадій, кремній, мідь тощо), частина з яких адсорбована металом лопатки в процесі експлуатації з робочого середовища (парі) і відсутня у вихідному металі.

3. Визначено, що поведінка нематрических елементів в металі лопаток парових турбін залежить для лопаток високого тиску від температури, тиску пари, амплітуди і частоти вібрації пера; у лопаток середнього тиску – сумісної дії постійних та знакозмінних напружень, температури, тиску та хімічного складу пари; для лопаток низького тиску визначальними для активації процесів сорбції, міграції та перерозподілу нематрических елементів в металі і зміни його структури є постійно діюча розтягуюча відцентрова сила, знакозмінні напруження через коливання пера лопатки під час експлуатації, а також корозійні процеси як наслідок конденсації пари з органічними домішками. Температура та тиск пари на даному етапі є вторинними.

4. Виявлено, що в лопатках високого та середнього тиску під час експлуатації відбувається поступове розчинення перліту, який спочатку з пластинчастого перетворюється у зернистий, а потім – в окремі карбіди заліза, що мігрують до робочої поверхні лопатки і там розчинаються. Карбіди хрому, як термодинамічно більш стійкі,

залишаються, але теж мігрують з об'єму зерен до їх меж.

5. Показано, що в металі лопаток низького (і частково середнього) тиску, на які постійно діють відцентрові сили, в металі кінчика пера та в приповерхневому шарі робочих поверхонь лопаток з'являються ділянки деформованих зерен, що витягнуті паралельно цим поверхням. До їх меж мігрують з об'єма зерен карбіди хрому. Приповерхневий шар робочої поверхні пера лопаток збагачується легуючими елементами як в складі НВ, так і в твердому розчині, що сприяє підвищенню твердості цього шару. Все це призводить до утворення в цьому шарі металу тріщин, які виникають в міжзеренних прошарках, паралельних робочим поверхням лопаток всіх типів (низького, середнього та високого тиску) і які за характером поширення можна віднести до втомних.

6. Запропоновано концептуальний вираз для визначення терміну тривалості безпечної експлуатації лопаток парових турбін, що враховує дію переважної кількості чинників різного характеру та їх інтенсивності, придатний для оцінки терміну працездатності лопаток різних ступенів та тиску.

1. Балина В.С., Консон Е.Д., Тихомиров С.А. О ресурсе высокотемпературных роторов паровых турбин // Теплоэнергетика. – 1988. – № 7. – С. 21–24.
2. Микунис С.И. Надежность лопаток последних ступеней ЦНД турбогенераторов // Электрические станции. – 1998. – № 3. – С. 11–13.
3. Моторин А.В., Распопов И.В., Фурсов И.Д. Паровые турбины. Т. 1. – Барнаул: Изд-во АлтГТУ, 2004. – 129 с.
4. Туляков Г.А. Долговечность металла при ползучести и высокотемпературной малоцикловой усталости // Теплоэнергетика. – 1980. – № 9. – С. 21–25.
5. Механика руйнування і міцність матеріалів. Т. 7. Надійність та довговічність елементів конструкцій теплоенергетичного устаткування / І.М. Дмитрах, А.Б. Вайнман, М.Г. Стащук, Л. Тот. – Київ: ВД «Академкнига», 2005. – 378 с.
6. Сміян О.Д. Распределение водорода в зоне деформационных трещин // ЖФХ. – 1980. – 54, № 11. – С. 84–88.
7. Сміян О.Д. Прогнозирование образования и развития ходловых трещин в конструкционных материалах с помощью сегрегационных карт примесей внедрения // Диагностика и прогнозирование разрушения сварных конструкций. – 1985. – Вып. 1. – С. 59–67.
8. Паровые турбины ЛМЗ сверхкритических параметров / Под ред. А.П. Огурцова, В.К. Рыжкова. – Л.: Госэнергоиздат, 1991. – 216 с.
9. Сміян О.Д. Атомний механізм взаємодії речовини середовища з металом, що деформується // Фізика і хімія твердого тіла. – 2002. – 3, № 4. – С. 662–674.
10. Сміян О.Д. Нова концепція поверхневого стану твердого тіла та її використання в фізичному матеріалознавстві // Там само. – 2009. – 10, № 2. – С. 487–495.

ПРОЕКТ 5.11

Підвищення ефективності та подовження ресурсу роботи існуючих електростатичних фільтрів вугільних ТЕС України

УДК 66.074.48

ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ТА ПОДОВЖЕННЯ РЕСУРСУ РОБОТИ ІСНУЮЧИХ ЕЛЕКТРОСТАТИЧНИХ ФІЛЬТРІВ ВУГІЛЬНИХ ТЕС УКРАЇНИ

І.А. ВОЛЬЧИН, канд. техн. наук, В.М. МАКАРЧУК, канд. фіз.-мат. наук, А.І. БИСТРИЙ, Л.М. РУДЕНКО, інженери
(Ін-т вугільних енерготехнологій НАН України)

Запропоновано використання імпульсної надбудови до постійної складової напруги живлення електродів електрофільтра для підвищення ефективності уловлення дрібних частинок пилу. Показано, що у наносекундному діапазоні може бути застосований імпульсний трансформатор з коаксіального кабелю та ключ з високою швидкістю розмикання для одержання імпульсу напруги, який дозволяє застосовувати досить низьковольтне джерело напруги формування імпульсу.

Ключові слова: електрофільтр, пил, джерело живлення, постійна та імпульсна складові

Електростатичний фільтр (ЕСФ) є найбільш поширеним пристроєм очищенння димових газів ТЕС від твердих частинок [1]. Даня робота спрямована на вирішення проблем роботи електрофільтра в широкому діапазоні пилових навантажень, підвищення його ефективності при уловленні частинок пилу розміром 0,1–2,5 мкм з високим питомим опором шляхом додавання імпульсної надбудови до постійної складової напруги живлення.

Ефективність очищенння ЕСФ буде тим більшою, чим вища швидкість дрейфу заряджених частинок w , яка досягається при максимальній напрузі U_0 на коронуючому електроді (в передпробійному режимі). Швидкість дрейфу є умовним поняттям, зручним фізичним аналогом, який враховує усі конструктивні, технологічні параметри роботи і процеси в ЕСФ. Іскрові розряди в ЕСФ неминучі, але слід виключати можливість переходу іскрового розряду в затяжну дугу короткого замикання [2]. Це можливо лише за рахунок впровадження додаткової імпульсної складової високої напруги, що підвищує генерацію іонів, зарядку дрібних частинок та швидкість дрейфу. Імпульсний коронний розряд великих потужностей призводить до електросинтезу озону, що дозволяє докислювати оксиди сірки та азоту до SO_3 і NO_2 , які добре розчиняються у воді і виводяться з газового потоку [3, 4].

На практиці використовуються мілі-, мікро- і наносекундні імпульси. Вибір тривалості імпульсу залежить від режиму, який намагаються реалізувати. Наносекундні імпульси дозволяють одержати усі три переваги такого живлення: збільшити

заряд частинок, підвищити ефективність уловлення не лише високо-, але і середньоомного пилу та створювати схеми імпульсних джерел, коли ємність електрофільтра як навантаження слабко впливає на розряд.

Фізичні процеси при імпульсному живленні пов'язані з нестационарним уніпольярним коронним розрядом і процесами зміни об'ємного заряду у просторі та часі. Такі розряди слід розглядати як хвилю напруги, що біжить. Енергія сконцентрована в локалізованій області хвилі, а її споживання від джерела, порівняно з іншими схемами, знижене. Імпульс збуджує розряди у вигляді стримерів малої тривалості, які розподілені рівномірно по довжині коронуючого електрода, чохол корони значно збільшений [5].

Стримерний чохол коронного розряду є джерелом іонів з концентрацією близько $5 \cdot 10^9$ іонних пар в 1 см^3 . Довжина та рівень піку напруги повинні бути коротшими за час пробігу іонів до осаджувальних електродів, що запобігає виникненню дугового розряду між електродами. Час життя стримера — декілька наносекунд, а тривалість існування чохла корони, створеного цим стримером, сягає декількох мікросекунд, що пояснюється процесами, пов'язаними з розподілом іонів в плазмі та їх рекомбінацією. Через дифузійні процеси в стримері час коронного розряду на осаджувальному електроді матиме ще більшу тривалість.

Таким чином, дія наносекундного імпульсу аналогічна мікросекундному. Розподіл щільності струму на електродах стає рівномірним, підвищується ефективність уловлювання частинок. Важливою перевагою такої «надбудови» є можливість створення простого, надійного, економічного і дешевого джерела імпульсів.

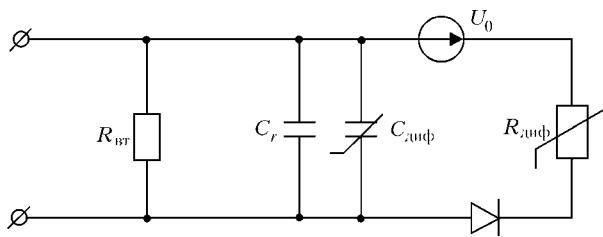


Рис. 1. Схема заміщення електрофільтра при живленні постійною та імпульсною складовими; C_r — ємність некоронуючих елементів і струмопідводу; $C_{\text{диф}}$ — ємність коронуючих елементів; R_{bt} — опір витрат; U_0 — напруга запалення коронного розряду

При подачі струму міжелектродна ємність електрофільтра заряджається. На коронуючому електроді накопичується заряд q_0 . За умови, що напруженість виникнення коронного розряду U_0 — стала, q_0 є постійною

$$q_0 = C_r U_0,$$

де C_r — геометрична ємність коронуючого електрода.

Уесь надлишковий заряд, що передається імпульсом, впроваджується біля поверхні коронуючого електрода. Після завершення імпульсу частина об'ємного заряду, що залишилася, під дією електричного поля постійної напруги переміщується, заряджаючи частки в потоці газу, до осаджувальних електродів і нейтралізується на них.

Принцип роботи, конструкція ЕСФ і характеристики агрегатів живлення розглянуті в роботі [6]. При розрахунках процесів в міжелектродному проміжку вже на перших етапах ЕСФ розглядався у вигляді паралельного з'єднання активного опору і ємності.

Диференціальний опір в основному визначається газовим навантаженням ЕСФ:

$$R_{\text{диф}} = \frac{1}{kG(2U - U_0)S_{\text{oc}}},$$

де k — рухливість зарядів; G — коефіцієнт, що характеризує геометрію електродів; U — напруга на електродах ЕСФ; S_{oc} — площа осадження.

Рухливість зарядів дорівнює

$$k = w_n/E,$$

де w_n — швидкість руху зарядів, м/с; E — напруженість електричного поля, В/м.

Диференціальна ємність визначається кулонвольтовою характеристикою:

$$C_{\text{диф}} = \frac{dQ}{dU}.$$

Заряд, що накопичується в міжелектродному проміжку, може бути виражений через щільність об'ємного заряду:

$$Q = g_{0\sigma} + g_0 = \int_v \rho d\nu + g_0,$$

де $g_{0\sigma}$, g_0 — заряди відповідно об'ємний та коронуючих електродів; ρ — густина об'ємного заряду; v — об'єм міжелектродного проміжку.

Еквівалентний опір лінеаризованого резистора $R_{\text{екв}}$ визначається як

$$R_{\text{екв}} = \frac{\Delta U}{\Delta I} = \frac{U - U_0}{kG(U - U_0)S_{\text{oc}}}.$$

Аналізуючи схему, наведену на рис. 1, видно всі складності організації імпульсного живлення електродів електрофільтра. Існують дві основні схеми одержання імпульсів високої напруги. Перша пов'язана з накопиченням енергії у конденсаторі, а друга — в індуктивності. Перший варіант вимагає мати швидкодіючий ключ, здатний комутувати повну напругу. У другому випадку енергія накопичується в індуктивності і звільняється при розмиканні ключа, що дозволяє оперувати меншими рівнями напруг.

$$U_{in} = LI^2/2,$$

де L — індуктивність; I — струм.

Враховуючи, що ключ розмикає струм за час t , маємо середній опір розмикача $R_k = L/t$, а напруга на виході дорівнюватиме

$$U \approx (LI/t)x/(1+x)^2,$$

де $x = R_n/R_k$.

Чим більша швидкість розмикання, тим більший імпульс напруги, що дозволяє застосовувати низьковольтне джерело напруги для формування струму в індуктивності.

Для формування імпульсів з такими керованими параметрами, як довжина, період, амплітуда, був вибраний високовольтний з ізольованим затвором польовий транзистор MOSFET — прилад, керований напругою. Після закінчення дії управлюючого імпульсу транзистор закривається, а переривання струму викликає імпульс напруги на індуктивності. Потрібний рівень напруги імпульсу на електродах ЕСФ потребує застосування пристрій трансформації, бо напруга у точці з'єднання ключа та індуктивності не може перевищувати межу витривалості ключа. Вихідна обмотка імпульсного трансформатора має витримувати не тільки свою, а й напругу джерела постійної складової. У наносекундному діапазоні для зниження паразитних параметрів може бути застосований імпульсний трансформатор з обмотками з коаксіального кабелю [7].

Розроблено кабельний імпульсний трансформатор, обмотку якого виконано з суцільного не розрізаного кабелю з видаленими боковими частинами екрану, а ті, що проходять крізь осердя, залишені і з'єднані відповідно лівим і правим металевими кільцями, що є виводами первинної об-

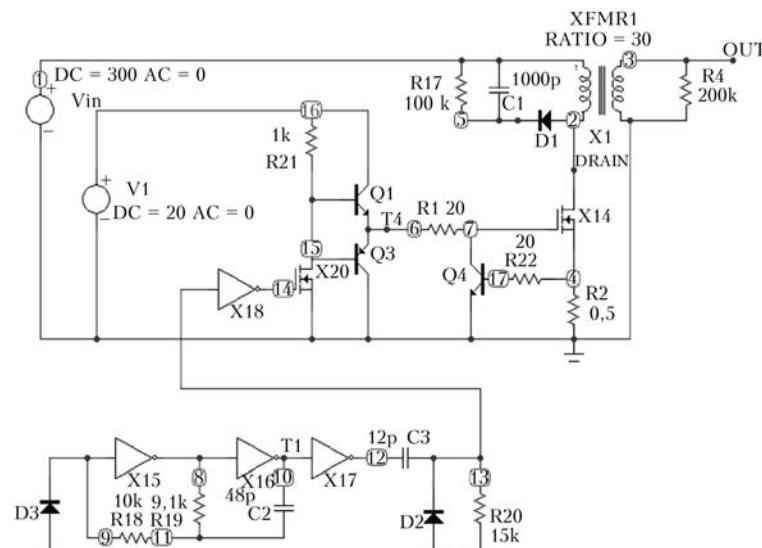


Рис. 2. Схема джерела високовольтних імпульсів

мотки. Ізоляція центральної жили є суцільною. Осердя через необхідність зниження втрат складається з феритових кілець.

Трансформатор забезпечує передачу імпульсу з такими максимальними параметрами: напруга — 50 кВ; потужність — 50 кВт; довжина імпульсу і фронту відповідно — 80 та 15 нс.

Паразитні параметри трансформатора розраховуються з достатньою точністю через параметри коаксіального кабелю. Перевага кабельного трансформатора полягає у стійкості до сильних динамічних впливів, що виникають при великих струмах в обмотках.

Схему імпульсного модулю, розробленого у програмі симулювання Micro-Cap 9.0.7.0 [8], наведено на рис. 2, а результати моделювання процесів в ньому — на рис. 3.

Схему використання імпульсної надбудови живлення електродів напівполія ЕСФ спільно з агрегатом постійної напруги (в умовах електростанції) наведено на рис. 4.

Постійна напруга, що подається на електрофільтр, підтримується на рівні виникнення іскро-

вого розряду або дещо нижча за його поріг, щоб після закінчення дії кожного імпульсу забезпечити гасіння дугового розряду для реалізації режиму корекції зворотної корони.

Для з'єднань слід використовувати коаксіальні кабелі з великим перерізом або встановлювати імпульсний блок на кришці електрофільтру. Ці вимоги справедливі для усіх типів імпульсних схем джерел. При реалізації заданої тривалості імпульсу треба уникати додаткових емностей, підключених паралельно з навантаженням, що включає необхідність використання подачі імпульсу по довгому коаксіальному кабелю.

Перевагою даної схеми є те, що вона формує гранично крутий фронт імпульсу і дуже малу тривалість спаду, забезпечує незалежне регулювання рівня постійної напруги і амплітуди імпульсу.

Перевірку ефективності з використанням імпульсної та постійної складових живлення електродів електрофільтра виконано на лабораторному стенді з уловленням леткої золи з високим питомим опором. Напруга, тривалість імпульсу і частота повторення регулювались незалежно одне від од-

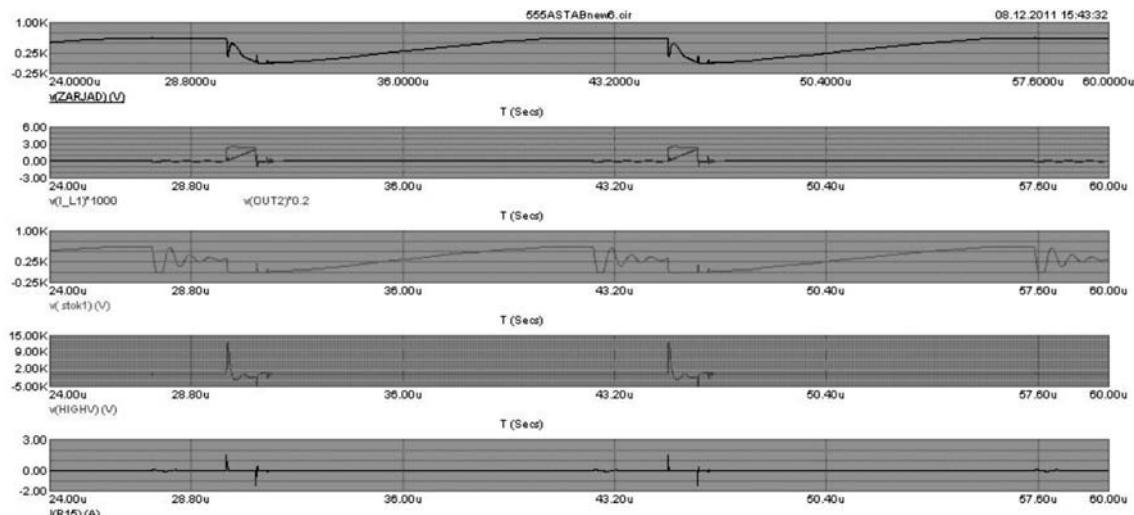


Рис. 3. Результати моделювання

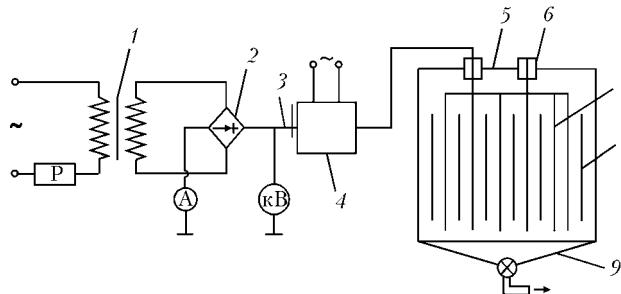


Рис. 4. Принципова схема електростатичної очистки димових газів ТЕС зі змішаною системою живлення електродів на напівполе електрофільтра: 1 – трансформатор блоку живлення ЕСФ; 2 – випрямник; 3 – струмовідвід; 4 – блок імпульсної надбудови; 5 – корпус ЕСФ; 6 – ізолятор; 7, 8 – коронуючий та осаджувальний електроди; 9 – бункер; Р – регулятор напруги; А – амперметр; кВ – кіловольтметр

ного для визначення оптимальних параметрів. Стенд складається з фізичної моделі електрофільтра, блоків постійної складової живлення електродів моделі, імпульсної надбудови, підготовки газового потоку, регулюючих та діагностичних приладів. Пилогазовий потік потрібних фракційного складу та концентрації частинок формувався шляхом відбору з різних рівнів пристрою з киплячим шаром пилових частинок, зміщувався з потоком газу, який забезпечував параметри димових газів енергоблоків (температура, вологість, газовий склад димових газів котла ТЕС) і подавався в фізичну модель електрофільтра.

Поле фізичної моделі електрофільтра виготовлено з скляного тубусу перерізом 50×50 мм та довжиною 500 мм, в якому розміщені коронуючі та осаджувальні електроди. Коронуючі електроди виготовлені з проводу діаметром 22 мкм з поліріваним покриттям поверхні.

Осаджувальний електрод виконаний з пластини нержавіючої сталі розмірами $48,0 \times 500,0 \times 1,5$ мм. Кріплення осаджувального електроду зроблено таким чином, щоб по закінченню досліду по осадженню золових частинок з газового потоку шляхом його зважування визначити масу осаджених частинок та ефективність золовлення.

Діагностику запиленості газового потоку проводили за допомогою оптичної пари лазера та фотодіода. Пари розміщували таким чином, щоб мати можливість діагностувати розподіл запиленості по перерізу на вході та виході фізичної моделі електрофільтра.

З моделі електрофільтра очищений газ потрапляє в пилосос, де на паперовому фільтрі збираються частки пилу, не вловлені в моделі електрофільтра. Паперовий фільтр до і після експерименту зважується і визначається різниця у кількості пилу на вході та виході з електрофільтра. Співвідношення кількості пилу на вході і виході характеризує ступінь очищення пилогазового потоку в електрофільтрі.

Прозорі стінки моделі дозволяли спостерігати за пилогазовим потоком та фотографувати його поведінку в міжелектродному проміжку. Запиленість пилогазового потоку на вході досягала

$5 \text{ г}/\text{м}^3$. Діагностику запиленості газового потоку проводили за допомогою оптичної пари лазера та фотодіода. Розміри та фракційний склад частинок визначали за допомогою мікроскопа. Електричні параметри постійної та імпульсної складових блоку живлення вимірювали за допомогою мікроамперметрів, кіловольтметрів та осцилографа.

Постійна складова живлення електродів під час дослідів змінювалась від 10 до 26 кВ, а імпульсна – від 2 до 12,8 кВ. Імпульс формувався довжиною 80 нс, інтервал між імпульсами змінювався від 15 до 150 мкс, фронт імпульсу становив 15 нс. Струми в моделі електрофільтра змінювалися в діапазоні від 20 до 180 мА. Корона виникала при 9,5 кВ.

Дослідження показали, що при рівні імпульсної складової понад 5 кВ та скороченні проміжків між імпульсами збільшується ступінь уловлювання пилу дрібної фракції в 1,5–2,0 рази. Збільшення кількості полів моделі до трьох призвело до зростання ступеню очищення потоку в 1,8 раза, а сумарний коефіцієнт пиловловлювання зріс до 87 %. Ефективність підвищувалась при незалежному живленні кожного поля.

Слід відзначити, що із зростанням номера поля підвищується і ступінь уловлення дрібної фракції пилу. Таким чином, імпульсну надбудову живлення потрібно використовувати на третьому та четвертому полях реальних електрофільтрів, де осаджується дрібна фракція пилових частинок.

До кінця 2012 р. буде розроблено та узгоджено з ПрАТ «Техенерго» технічний проект спільноговикористання імпульсного блоку живлення з агрегатом живлення типу АТФ, які застосовуються на більшості електрофільтрів на ТЕС України. Заплановано промислову перевірку модернізованого агрегату живлення на четвертому полі одного з ЕСФ Бурштинської ТЕС, як це було зроблено за участю Інституту вугільних технологій НАН України при впровадженні пристрів автоматичного струшування осаджувальних електродів [9, 10].

Висновки

- Для підвищення ефективності золовлення частинок розмірами 0,1–2,5 мкм існуючими ЕСФ запропоновано використання імпульсної надбудови до постійної складової живлення електродів. Дослідження показали зростання ефективності золовлення на 15–26,5 % частинок пилу розміром від 1 до 20 мкм при зменшенні витрат електроенергії до 35–45 %.

- Показано, що для побудови імпульсного джерела можна використовувати схему одержання імпульсів високої напруги з накопиченням енергії в індуктивності.

- У наносекундному діапазоні може бути застосований імпульсний трансформатор з обмотками з коаксіального кабелю та ключ з високою швидкістю розмикання для одержання більшого імпульсу напруги. Такий спосіб дозволяє застосовувати до-

волі низьковольтне джерело напруги формування імпульсу.

4. Дослідний імпульсний блок живлення забезпечив імпульси тривалістю до 80 нс з регулюванням амплітуди в діапазоні 0–12,8 кВ з інтервалом 15–150 мкс.

5. Слід рекомендувати впровадження імпульсної надбудови розробленої конструкції для використання на останніх полях існуючих електрофільтрів з метою підвищення ефективності їх роботи по вловлюванню дрібнодисперсного пилу. Готується технічний проект спільногоВикористання імпульсної надбудови з агрегатом типу АТФ на Бурштинській ТЕС.

1. Алиев Г.М.-А. Техника пылеулавливания и очистки промышленных газов. Справ. изд. — М.: Металлургия, 1986. — 544 с.
2. Страус В. Промышленная очистка газов / Пер. с англ. — М.: Химия, 1981. — 616 с.

3. Чекалов Л.В. Состояние и перспективы развития импульсного питания // Обзорн. информ. Сер. ХМ-14. Промышл. и санит. очистка газов. — М.: ЦИНТИХИМнефтемаш, 1991. — С. 130–136.
4. Zhaolin F., Xiangde W., Xiujuan Z. High voltage modulating pulse electrostatic power and its application in electrostatic emulsification // Mod. Electrostatics: Proc. Intern. Conf. (Beijing, 1988). — Beijing: Oxford etc., 1989. — Р. 322–324.
5. Masuda S., Hosokawa S. Pulse-enegization of precipitators using long corona transmissions lines // Intern. Conf. of electrostatic precipitation. — Kyoto, 1984. — Р. 756–763.
6. Шапиро С.В., Серебряков А.С., Пантелейев В.И. Тиристорные и магнитотиристорные агрегаты питания электрофильтров очистки газа. — М.: Энергия, 1978. — 112 с.
7. Насибов А.С. Кабельный трансформатор для формирования высоковольтных наносекундных импульсов. — Киев, 1967. — 20 с. — Препринт № 50, ФIAN.
8. Амелина М.А., Амелин С.А. Программа схемотехнического моделирования Micro-Cap. — М.: Горячая линия-Телеком, 2007. — 464 с.
9. Воловик О.В., Вольчин И.А., Руденко Л.М. Пристрій керування механізмами струшування електродів // Енергетика и электрификация. — 2003. — № 8. — С. 40–43.
10. Досвід маловитратної реконструкції електрофільтрів / С.Г. Доманський, Т.П. Пироженко, Б.Р. Яровський та ін. // Новини енергетики. — 2004. — № 4. — С. 52–56.

ПРОЕКТ 5.12

Формування базових даних про повзучість та тривалу міцність сталей та сплавів теплових електростанцій при термінах високотемпературного навантаження до 300 тис. год для системної переробки відповідної нормативно-технічної галузевої документації

УДК 620.172.251.2

ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ДЛИТЕЛЬНОЙ ПРОЧНОСТИ И ПОЛЗУЧЕСТИ КОНСТРУКЦИОННЫХ СТАЛЕЙ И СПЛАВОВ ТЕПЛОВЫХ ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ НА СРОКИ ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОЙ ЭКСПЛУАТАЦИИ ДО 300 тыс. ч

В.В. КРИВЕНЮК¹, д-р техн. наук, **Е.И. УСКОВ¹**, канд. техн. наук, **Н.К. КУЧЕР¹**, д-р техн. наук,
Г.В. МУХОПАД², инж., **Д.С. АВРАМЕНКО¹**, канд. техн. наук

(¹Ин-т проблем прочности им. Г.С. Писаренко НАН Украины,

²Энергетическая Консалтинговая Группа)

Выполнен анализ состояния действующего оборудования тепловых электростанций Украины и возможности продления его ресурса. Предложен новый метод прогнозирования длительной прочности металлов на большие сроки эксплуатации. Приведены базовые данные о ползучести и длительной прочности сталей и сплавов теплоэнергетики при сроках нагружения до 300 тыс. ч для системной переработки нормативной отраслевой документации.

Ключевые слова: ресурс, прогнозирование, длительная прочность, ползучесть, метод базовых диаграмм

Нынешняя ситуация в тепловой энергетике Украины характеризуется тем, что при большой наработке и значительном физическом износе оборудования тепловых электростанций (ТЭС) отсутствует перспектива его замены или коренной реконструкции в обозримом будущем. По многим экспер-

тным данным, физическое состояние оборудования оценивается, как критическое. Эта точка зрения во многом базируется на том, что отсутствуют научно обоснованный долгосрочный прогноз ресурса основных труднозаменяемых элементов оборудования и надежный метод прогнозирования длительной прочности металла энергетического оборудования на большие сроки эксплуатации (до 300 тыс. ч и более).

При этом следует отметить, что действующие тепловые электростанции и ТЭЦ, которые базируются на устаревшем оборудовании, еще долгое время будут оставаться основой энергетики Украины. Их доля в ближайшие 15–20 лет будет колебаться в пределах 40–50 % общего производства электроэнергии. Кроме того, тепловые электростанции выполняют в объединенной энергосистеме Украины важную функцию — регулирование суточных и сезонных колебаний энергопотребления.

Проблемы в энергетике Украины, РФ и других государств на постсоветском пространстве, которые до 1991 г. составляли единое целое в составе Объединенной энергосистемы СССР, во многом схожи между собой. Но есть и существенные отличия, накопившиеся за время раздельного функционирования энергетических отраслей самостоятельных независимых государств.

Интерес представляет сопоставление некоторых данных по РФ и ряду других стран. Ниже показана доля оборудования по состоянию на 2010 г., срок эксплуатации которого превысил 40 лет, %: Китай — 3; Япония — 12; США — 28; ЕЭС — 22; Россия — 39; Украина — более 60 (показана доля энергоблоков ТЭС Украины, введенных в эксплуатацию более 40 лет назад).

Из приведенных данных видно, что в Украине, как ни в какой другой стране, процесс обновления основного оборудования идет медленно, а поэтому очень остро стоит вопрос прогнозирования ресурса действующего оборудования ТЭС. Реальные сроки замены существующих мощностей оценить не представляется возможным, они растягиваются на весьма длительный, неопределенный период. Систематическое строительство нового и замена устаревшего оборудования в Украине практически отсутствуют.

Проблема продления ресурса не является новой, возникшей лишь в последнее время. Она приобрела актуальность еще 30–35 лет назад, когда достаточно большое количество действующего оборудования тепловых электростанций уже отработало или приближалось к отработке установленного расчетного срока.

При разработке, создании и освоении соответствующего оборудования ТЭС в 1960-х гг. долговечность котлов, турбин и паропроводов, работающих в условиях ползучести, оценивалась в 100 тыс. ч. Этот ресурс был принят в качестве расчетного срока эксплуатации, в течение которого предполагалось обеспечить проектную надежность оборудования. При сроках более 100 тыс. ч заводы-изготовители не гарантировали сохранение на должном уровне прочностных и пластических свойств металла, а значит, и надежности оборудования.

Базовыми характеристиками при проведении расчетов служили пределы длительной прочности и ползучести, причем прогнозирование этих характеристик на 100 тыс. ч осуществлялось по дан-

ным экспериментальных исследований длительностью 5–15 тыс. ч.

Полученные в различных организациях данные экспериментальных исследований прочности конструкционных сталей и сплавов, в том числе ползучести и длительной прочности, были собраны и обобщены при формировании соответствующих справочников. В первую очередь следует назвать справочник [1] и трехтомный справочник [2], которые сыграли огромную положительную роль при проектировании энергоблоков в 1960–1970-е гг. Приведенные в этих справочниках комплексные данные о свойствах сталей и сплавов, в том числе и прогнозных характеристиках ползучести и длительной прочности на большие сроки (до 100 тыс. ч), являлись основой для расчетов при проектировании оборудования ТЭС.

Среди появившихся различных методов обработки данных прогнозирования длительной прочности наибольшее распространение в мире получили так называемые параметрические методы, лучшие из которых, в частности приведенные в работах [3–5], используются до сих пор.

Следует отметить, что экстраполяция данных испытаний длительностью 5–10 тыс. ч на срок службы 100 тыс. ч, даже с использованием лучших в мире методов, все-таки была в определенной степени условной, поскольку не могла быть проверена экспериментально ввиду отсутствия на то время экспериментов такой большой длительности.

Эта неопределенность по мере приближения к исчерпанию расчетного ресурса (100 тыс. ч) вызывала необходимость в поиске новых подходов к оценке состояния металла, отработавшего расчетный срок, а также и возможности продления ресурса.

Данные исследований и производственного контроля на начальном этапе эксплуатации оборудования свидетельствовали о развитии в металле процессов ползучести. Происходили изменения структуры и свойств металла в сторону их ухудшения, по сравнению с исходными данными, в результате чего снижался запас прочности.

В то же время накопленные на электростанциях данные о состоянии оборудования и результаты исследований, проведенных отраслевыми и академическими научно-исследовательскими организациями, показали, что в течение расчетного срока не происходит такого ухудшения свойств металла, которое можно было бы считать критическим. Признано, что после наработки 100 тыс. ч по состоянию металла эксплуатация оборудования может продолжаться, но для обеспечения его надежности, своевременного обнаружения очагов возможных повреждений или признаков исчерпания ресурса следует установить наблюдение за состоянием металла. Таким образом, к концу 1960-х гг. сформирована общегосударственная система контроля (система мониторинга состояния металла и надежности оборудования).

В течение десятилетий накоплено много фактического материала о свойствах сталей и их изменении под воздействием условий эксплуатации. На базе полученных данных введен новый расчетный срок эксплуатации — 200 тыс. ч, исходя из которого в последующем велись расчеты на прочность при создании нового оборудования.

Позже, на базе накопленного опыта, введены и другие временные рубежи для корректировки контроля и отслеживания темпов исчерпания металлом своего потенциального ресурса (паркового и индивидуального). Таким образом, сложилось три этапа жизненного цикла энергетического оборудования по срокам: 100 (или 200) тыс. ч (расчетный ресурс); парковый и индивидуальный ресурс.

Под парковым ресурсом в теплоэнергетике имеют в виду продолжительность эксплуатации однотипных по конструкции, материалам и условиям эксплуатации элементов теплоэнергетического оборудования, в течение которой обеспечивается их безаварийная работа при соблюдении стандартных требований, предъявляемых к контролю металла, эксплуатации и ремонту энергоустановок.

Индивидуальный — назначенный расчетный ресурс конкретного объекта, определенный с учетом фактических свойств металла, геометрических размеров и условий его эксплуатации.

Понятия парковый и индивидуальный ресурс распространяются в основном на оборудование, работающее в условиях ползучести. Работоспособность других элементов, исчерпание ресурса которых происходит под влиянием других факторов (коррозия, эрозия, другие виды исчерпания ресурса), определяется по результатам периодических обследований их фактического состояния. Прогноз, который при этомдается, как правило, не превышает одного межремонтного периода.

За рубежом понятие парковый ресурс, как промежуточное между проектным и индивидуальным ресурсом, не применяют. Вопрос продления срока эксплуатации конкретной энергоустановки решают по мере исчерпания проектного ресурса на основании изучения текущего состояния металла и показателей надежности оборудования.

Согласно действующей нормативно-технической документации, после достижения паркового ресурса проводится углубленное диагностирование конкретных узлов энергоустановок. Анализируются условия их эксплуатации, измеряются фактические размеры детали, исследуются структура, свойства и накопления повреждений в металле, проводится его дефектоскопический контроль и расчетная оценка напряженного состояния и остаточного срока службы детали. По результатам выполненных исследований устанавливается индивидуальный ресурс элементов энергооборудования.

При расчете индивидуального (остаточного) ресурса учитываются фактические условия экс-

плуатации, результаты контроля геометрических параметров элементов и остаточной деформации, уровень фактических служебных характеристик, включая жаропрочность металла (при наличии этих данных).

В качестве основного расчетного режима рассматривается режим с рабочей нагрузкой.

По прогнозам экспертов, до исчерпания индивидуального ресурса сроки эксплуатации энергоустановок достигают 1,3–1,5 паркового ресурса. Эти данные могут в первом приближении служить ориентиром при оценке перспективы и составлении программ дальнейшего сохранения и обновления существующего парка энергетического оборудования ТЭС и ТЭЦ. Но это средние оценки, а конкретные случаи могут варьироваться в широких пределах.

Индивидуальный ресурс для конкретного элемента не является постоянной, однажды рассчитанной величиной. Он может уточняться по мере наработки при введении в расчет новых исходных данных, в том числе и по фактическим механическим свойствам.

Таким образом, можно констатировать, что если проблема продления ресурса оборудования ТЭС с расчетного срока эксплуатации в 100 тыс. ч на срок 200 тыс. ч решается практически безболезненно, то при прогнозировании работоспособности оборудования на сроки до 300 тыс. ч и более ситуация заметно усложняется, возникает целый ряд существенных проблем.

Многие ранее успешно применявшиеся методы и модели прогнозирования, в том числе и лучшие в мире параметрические методы, утрачивают свои позиции. Ни один из этих методов не прошел экспериментального обоснования и проверки, поскольку отсутствовали соответствующие экспериментальные данные столь длительных испытаний.

Нормативные документы, разработанные более 30 лет назад, в которых регламентирующие расчеты и прогнозирование длительной прочности основывались на данных экспериментов длительностью до 15 тыс. ч, не могли эффективно применяться при прогнозировании на 300 тыс. ч и более. Использование при этом справочных данных могло бы привести к существенным ошибкам.

Решение проблемы прогнозирования на большие сроки требовало новых подходов и принципов, соответствующего научного обоснования. Разрабатываемые новые методы прогнозирования должны использовать комплексные данные о кратковременной и длительной прочности, пластичности, структуре и пр. При этом они должны быть экспериментально обоснованы и базироваться на анализе и учете известных в мире данных экспериментальных исследований длительностью 100 тыс. ч и более (до 150–200 тыс. ч).

Всем этим требованиям удовлетворяет разработанный в Институте проблем прочности им. Г.С. Писаренко НАН Украины метод прогнозирования

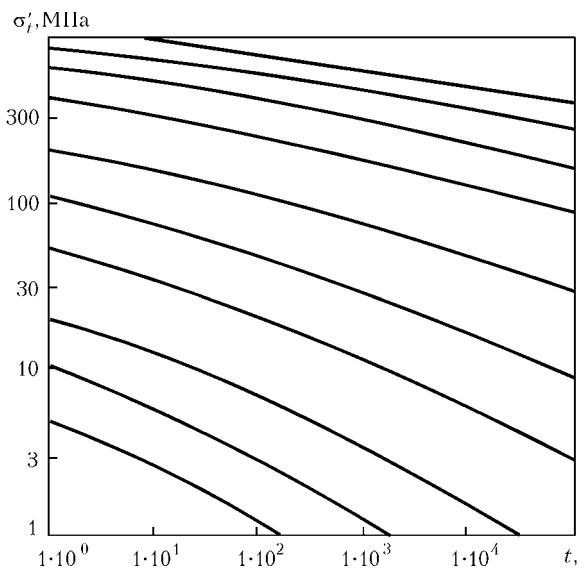


Рис. 1. Схематическое представление базовых диаграмм длительной прочности, рассчитанных по уравнению (1) при различных заданных значениях σ_1

длительной прочности и ползучести материалов — метод базовых диаграмм (МБД) [6].

В качестве основы МБД используется уравнение базовых диаграмм

$$\lg \sigma'_t = \lg \sigma_1 - \frac{3,6 - \lg \sigma_1}{12} [\lg t + 0,1(\lg t)^2], \quad (1)$$

где σ'_t — текущее напряжение по базовой диаграмме, МПа; σ_1 — напряжение, которое приводит к разрушению в течение одного часа, МПа; t — время до разрушения, ч.

На рис. 1 показано схематическое представление базовых диаграмм при произвольно заданных значениях σ_1 , рассчитанных с помощью выражения (1). Без второго слагаемого в скобках они были бы прямолинейными.

Особенности отдельных участков экспериментальных диаграмм длительной прочности определяются с помощью характеристик

$$\beta_\vartheta = \frac{\sigma_{at} - \sigma_{t\vartheta}}{\sigma_{at} - \sigma'_t} = \frac{\Delta\sigma_{t\vartheta}}{\Delta\sigma'_t}, \quad (2)$$

где σ_{at} — координата общей исходной точки сравниваемых участков экспериментальной и базовой диаграмм; $\sigma_{t\vartheta}$, σ'_t — координаты правых границ; $\Delta\sigma_{t\vartheta}$ и $\Delta\sigma'_t$ — понижение длительной прочности по экспериментальной и базовой диаграммам за одно и то же время от at до $t\vartheta$.

Если в формулу (2) вместо $\sigma_{t\vartheta}$ подставить исходное напряжение σ_t , то получим формулу для его прогнозирования в виде

$$\sigma_t = \sigma_{at} - \beta(\sigma_{at} - \sigma'_t) = \sigma_{at} - \beta\Delta\sigma'_t,$$

где β — усредненное значение β_ϑ .

Формулы (1) и (2) дают возможность иметь информацию об отдельном участке экспериментальной диаграммы в виде точки с координатами (β_ϑ , σ_{at}). Это облегчает сравнительный анализ осо-

бенностей больших массивов экспериментальных данных и создает благоприятные условия для перехода к качественно новому их системному анализу. Важными элементами такого анализа являются оценка и учет для различных групп материалов характеристик β , β_ϑ , Δ_1 , Δ_2 , S_1 , S_2 , где

$$\Delta_1 = \lg t - \lg t_0,$$

$$\Delta_2 = \frac{\sigma_t - \sigma_{t\vartheta}}{\sigma_{t\vartheta}},$$

$$S_m = \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (\Delta_m)_i^2}$$

и соответственно S_1 рассчитывается при $m = 1$ и подстановке значений погрешностей прогнозирования по логарифму времени Δ_1 , а S_2 — при $m = 2$ и подстановке значений погрешностей по напряжению Δ_2 .

В целом значения β_ϑ изменяются в пределах от 0 до 2,3. Минимальными являются значения $\beta_\vartheta \approx 0$ в тех случаях, когда временные процессы разупрочнения практически не проявляются и экспериментальные диаграммы являются близкими к горизонтальным. На практике значения β_ϑ изменяются от 0,6–0,8 до 2,3. Причем для сплавов с твердорастворным упрочнением наиболее вероятными являются значения $\beta = 0,9$ –1,3; а для дисперсионно-упрочненных — $\beta = 1,4$ –1,7. Указанные интервалы значений β определяются в основном возрастанием экспериментальных значений β_ϑ по мере возрастания температуры и длительности нагружения. Соответственно уточнение таких значений β способствует улучшению прогнозирования длительной прочности.

На основании большого объема прогнозирования показано, что при неравенстве

$$\beta - (0,3-0,4) < \beta_\vartheta < \beta + (0,3-0,4)$$

прогнозирование с помощью МБД выполняется при погрешности

$$S_2 \leq 0,1-0,12.$$

На основе разработанного метода базовых диаграмм выполнены системный анализ и обработка более 1100 уникальных и достаточно представительных диаграмм длительной прочности при продолжительности экспериментов до 100–150 тыс. ч, которые были получены в японском Национальном институте материаловедения (NIMS)*. Это позволило существенно повысить эффективность, точность и надежность прогнозирования длительной прочности на срок службы до 300 тыс. ч, по сравнению с лучшими в мире параметрическими методами Ларсона–Миллера, Мэнсона–Хэфтерда, Оппа–Шерби–Дорна.

*До 2001 г. NRIM.

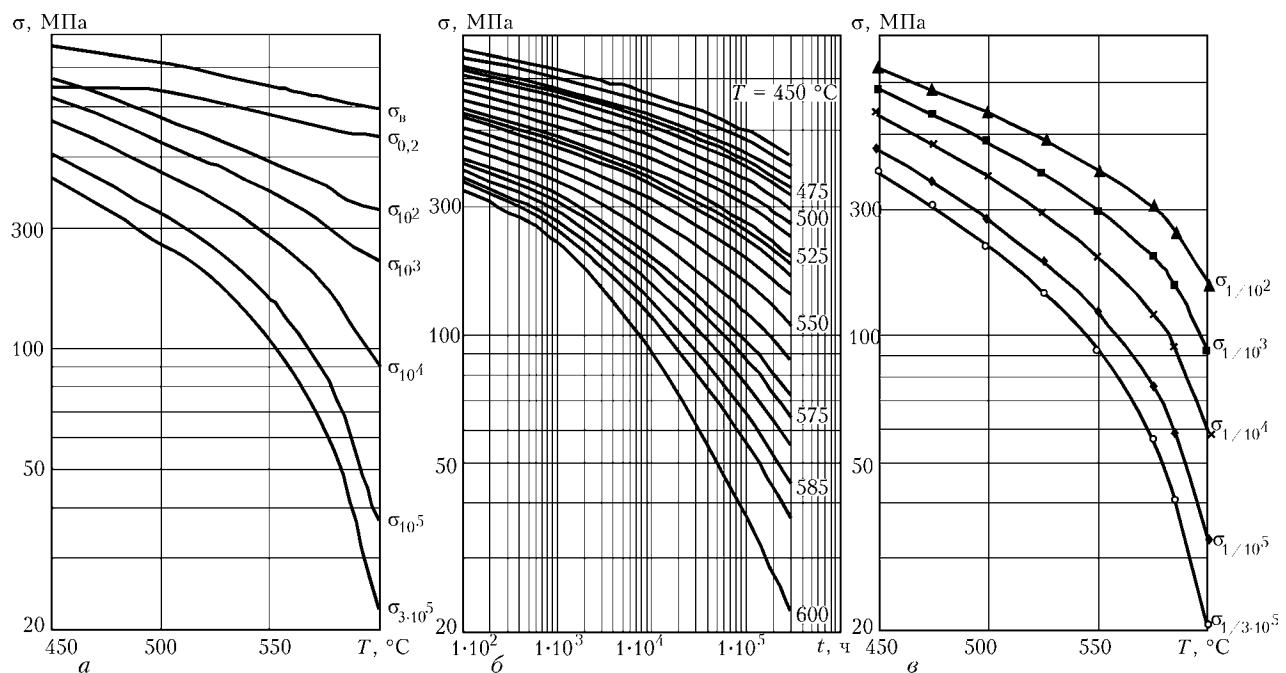


Рис. 2. Кратковременная и длительная прочность стали 15Х1М1Ф (а), ее длительная прочность (б) и пределы ползучести (в): σ_{10^3} — условный предел длительной прочности (напряжение, вызывающее разрушение при определенной температуре за 1000 ч), МПа; $\sigma_{1/10^3}$ — условный предел ползучести (напряжение, при котором деформация ползучести при определенной температуре достигает 1 % за 1000 ч), МПа

Разработанный метод прогнозирования использовали для формирования базовых данных о ползучести и длительной прочности сталей и сплавов тепловых электростанций при длительности высокотемпературного нагружения до 300 тыс. ч [7].

Для 20 распространенных в отечественной теплоэнергетике сталей и сплавов выбраны зарубеж-

ные аналоги с достаточным комплексом данных о свойствах при длительности нагружения до 100–150 тыс. ч, а затем для отечественных сталей и сплавов выполнено прогнозирование ползучести и длительной прочности на срок эксплуатации до 300 тыс. ч. Причем выбор аналогов и прогнозирование осуществлялись не только по данным о дли-

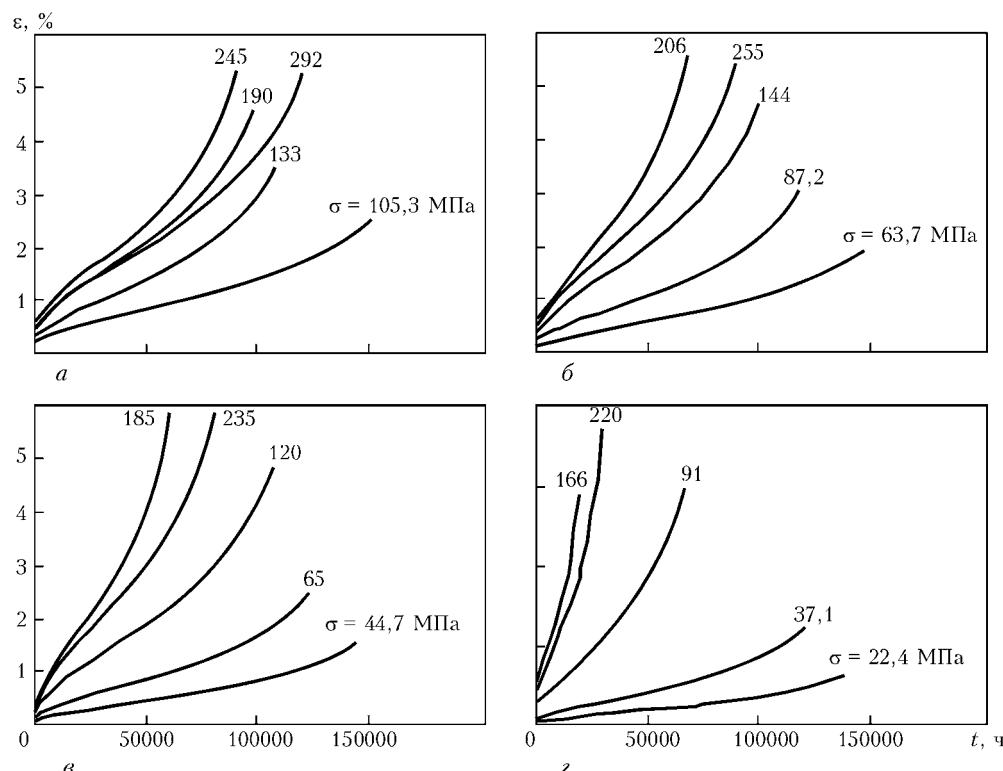


Рис. 3. Кривые ползучести стали 15Х1М1Ф при температурах 550 (а), 575 (б), 585 (в), 600 (г) °С; действительное время (по оси абсцисс) при максимальном напряжении составляет $0,001t$; при последующих напряжениях соответственно $0,01t$; $0,1t$; t ; $2t$

Таблица 1. Длительная прочность стали 15Х1М1Ф

T, °C	σ_{10^2} , МПа	β_0'	σ_{10^3} , МПа	β_1'	σ_{10^4} , МПа	β_2'	σ_{10^5} , МПа	β_3'	$\sigma_{2 \cdot 10^5}$, МПа	β_4'	$\sigma_{3 \cdot 10^5}$, МПа
450	470	0,90	422	0,59	369	0,79	303,1	0,99	279,9	1,19	264,2
460	450	0,53	402	0,59	350	0,79	285,8	0,99	263,2	1,19	248,1
470	430	0,56	380	0,59	330	0,79	268,4	0,99	246,8	1,19	232,3
475	421	0,56	372	0,62	320	0,82	257,1	1,02	235,5	1,22	221,0
480	410	0,56	362	0,64	310	0,84	247,6	1,04	226,3	1,24	212,1
490	393	0,57	345	0,66	293	0,86	231,5	1,06	210,7	1,26	196,9
500	374	0,59	326	0,67	275	0,87	215,3	1,07	195,2	1,27	182,0
510	357	0,59	310	0,68	260	0,88	201,9	1,08	182,6	1,28	169,9
520	340	0,62	292	0,72	241	0,92	183,3	1,12	164,5	1,32	152,3
525	332	0,63	284	0,73	233	0,93	175,8	1,13	157,3	1,33	145,4
530	325	0,64	277	0,76	225	0,96	167,6	1,16	149,2	1,36	137,5
540	308	0,67	260	0,79	208	0,99	151,8	1,19	134,2	1,39	123,0
550	292	0,68	245	0,87	190	1,07	133,0	1,27	116,0	1,47	105,3
560	277	0,70	230	0,98	171	1,18	113,1	1,38	96,6	1,58	86,7
570	261	0,74	213	1,05	153	1,25	96,4	1,45	81,0	1,65	71,9
575	255	0,77	206	1,11	144	1,31	87,2	1,51	72,4	1,71	63,7
580	245	0,81	195	1,17	132	1,37	76,3	1,57	62,3	1,77	54,3
585	235	0,83	185	1,26	120	1,46	65,0	1,66	52,0	1,86	44,7
590	230	0,90	177	1,34	110	1,54	55,7	1,74	43,6	1,94	36,9
600	220	0,94	166	1,57	91	1,77	37,1	1,97	27,1	2,00	22,4

тельной прочности, но и по комплексу различных физико-химических, механических и структурных характеристик.

Выбраны следующие представители различных классов сталей и сплавов теплоэнергетического оборудования:

- стали углеродистые и низколегированные — сталь 20;
- стали легированные конструкционные — 12МХ; 15ХМ; 12Х1МФ (ЭИ 575); 15Х1МФ; 25Х1М1Ф (Р2, Р2МА); 20Х1М1Ф1ТР (ЭП 182); 20Х1М1Ф1БР (ЭП 44); 20Х3МВФ (ЭИ 415, ЭИ 579);

Таблица 2. Пределы ползучести стали 15Х1М1Ф

T, °C	$\sigma_{1/10^2}$, МПа	β_0'	$\sigma_{1/10^3}$, МПа	β_1'	$\sigma_{1/10^4}$, МПа	β_2'	$\sigma_{1/10^5}$, МПа	β_3'	$\sigma_{1/3 \cdot 10^5}$, МПа
450	432	0,53	385	0,59	335	0,74	277	0,95	244
475	382	0,58	334	0,64	284	0,75	231	0,98	201
500	339	0,65	289	0,68	241	0,81	190	1,01	163
525	290	0,71	241	0,74	195	0,83	150	1,01	127
550	246	0,78	198	0,81	154	0,90	113	1,14	92
575	200	0,88	153	0,89	113	1,05	75	1,40	56
585	176	0,92	131	0,97	92	1,11	58	1,54	41
600	132	1,04	91	1,09	58	1,18	33	1,85	20

• стали коррозионностойкие, жаростойкие и жаропрочные — 12Х11В2МФ (ЭИ 756); 18Х12ВМБФР (ЭИ 993), 18Х12ВМБФР-Ш (ЭИ 993-Ш); 15Х12ВНМФ (ЭИ 802, ЭИ 952); 12Х13 (1Х13); ЭП 284; 12Х18Н9Т (Х18Н9Т); 31Х19Н9МВБТ (ЭИ 572);

• сплавы на железоникелевой основе — ХН35ВТ (ЭИ 612);

• сплавы на никелевой основе — ХН55ВМТКЮ (ЭИ 929), ХН55ВМТКЮ-ВД (ЭИ 929-ВД); ХН70ВМТЮФ (ЭИ 826), ХН70ВМТЮФ-ВД (ЭИ 826-ВД); ХН77ТЮР (ЭИ 437Б).

Для указанных сталей выполнен комплексный анализ механических свойств, в том числе длительной прочности и ползучести, имевшихся в различных источниках, в первую очередь в справочнике [2], а также в журналах NIMS, в которых выбирались аналоги отечественным материалам.

В справочнике [2] приведены характеристики различных свойств сталей и сплавов, в том числе ползучести и длительной прочности. Следует отметить, что отдельные прогнозируемые данные по длительной прочности и ползучести на сроки 10 и 100 тыс. ч требуют существенных уточнений, поскольку в то время имелись сведения об испытаниях длительностью лишь 5–10 тыс. ч.

В журнале NIMS приводится весьма подробная информация о различных свойствах сталей и сплавов, в том числе химическом составе, кратковременной прочности и пластичности, ползучести, длительной прочности, причем не для одного, а для нескольких (до десяти) состояний (плавок) каждой марки стали или сплава. Приводятся уникальные экспериментальные данные испытаний длительностью до 150–200 тыс. ч, а также прогнозные характеристики на срок до 300 тыс. ч, полученные с помощью лучших параметрических методов.

На основании обработки и анализа имеющейся информации с помощью метода базовых диаграмм для 20 сталей теплоэнергетики получены подробные данные в виде таблиц и графиков ползучести и длительной прочности этих материалов, в том

числе и расчетные прогнозируемые данные на срок до 300 тыс. ч.

Для одного произвольно выбранного материала (легированной конструкционной стали 15Х1М1Ф) приведены некоторые данные (рис. 2, 3, табл. 1, 2) из обширной информации, полученной для каждого материала.

Полученные комплексные базовые данные для 20 распространенных отечественных сталей теплоэнергетики могут служить основой для системной переработки отраслевой нормативно-технической документации в части оценки остаточного ресурса действующего оборудования тепловых электростанций.

1. Михайлов-Михеев П.Б. Справочник по металлическим материалам турбино- и моторостроения. — М.: Машгиз, 1961. — 838 с.
2. Либерман Л.Я., Пейсихис М.И. Свойства сталей и сплавов, применяемых в котлотурбостроении. В 3 ч. — Л.: ЦКТИ, 1966. — № 16, ч. 1. — 219 с.; 1967. — Ч. 2. — 244 с.; 1967. — Ч. 3. — 180 с.
3. Larson F.R., Miller J. Time-temperature relationship for rupture and creep stresses // Trans. ASME. — 1952. — № 74, № 5. — Р. 765–775.
4. Manson J.S., Haferd A.M. A linear time-temperature relation for extrapolation of creep and stress rupture data // NASA TN 2890. — 1953. — 49 р.
5. Orr R.L., Sherby O.D., Dorn J.E. Correlation of rupture data for metals at elevated temperatures // Trans. ASME. — 1954. — № 46. — Р. 113–128.
6. Кривенюк В.В. Прогнозирование длительной прочности тугоплавких металлов и сплавов. — Киев: Наук. думка, 1990. — 248 с.
7. Кривенюк В.В. Прогнозирование ползучести и длительной прочности металлических материалов на сроки службы до 300000 ч и более // Пробл. прочности. — 2003. — № 4. — С. 104–120.

ПРОЕКТ 5.13

Математичне та комп'ютерне забезпечення розробок випробувальних стендів силових установок енергетичного і транспортного призначення

УДК 519.6

МАТЕМАТИЧНЕ ТА КОМП'ЮТЕРНЕ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ РОЗРОБОК ВИПРОБУВАЛЬНИХ СТЕНДІВ СИЛОВИХ УСТАНОВОК ЕНЕРГЕТИЧНОГО І ТРАНСПОРТНОГО ПРИЗНАЧЕННЯ

А.Ф. ВЕРЛАНЬ, д-р техн. наук, **Л.О. МИТЬКО**, канд. фіз.-мат. наук, **О.А. ДЯЧУК**, канд. техн. наук,
В.А. ФЕДОРЧУК, докт. техн. наук.

(Ін-т моделювання в енергетиці ім. Г.Е. Пухова НАН України)

Відображені науково-практичні результати по створенню методів і засобів математичного і комп'ютерного забезпечення процесів функціонування сучасних і перспективних випробувальних стендів силових установок енергетичного і транспортного призначення.

Ключові слова: випробувальні стендди, силові установки, методи та засоби комп'ютерного моделювання

Метою роботи є підвищення ефективності розробок сучасних та перспективних випробувальних стендів силових установок енергетичного і транспортного призначення шляхом створення математичного і комп'ютерного забезпечення з розвинутою системою модельної підтримки процесів випробувань для якісного оцінювання робочих режимів силових установок та відпрацювання методів і засобів керування, контролю і діагностики.

Актуальність проблеми. В енергетичних і транспортних системах різного призначення широко застосуються силові установки. В країнах з розвиненими машинобудівним та енергетичним комплексами роботи із створення нових зразків та модернізації існуючих силових установок з метою підвищення їх ефективності та надійності не припиняються. Особливо активно дослідження та розробки здійснюються в галузях енергетичного й авіаційного турбінобудування, транспортного моторобудування тощо [1].

Серед багатьох виробників силових установок в Україні слід виділити ВАТ «Мотор Січ» (газотурбінні електростанції серії ЕГ та ПАЕС), а також ДП НВКТ «Зоря» – «Машпроект» (електротурбогенератори серії UGT). Інтенсивний розвиток виробництва силових установок, широке розповсюдження, зростання складності та вимог до якісних показників (енерговитрати, ресурс, інтелектуалізація тощо) створюють потребу суттєвого удосконалення та підвищення ефективності випробувальних стендів, особливо в частині розробки комп'ютеризо-

ваних засобів керування, контролю і діагностики. Основним шляхом розв'язання цієї проблеми є розробка розвиненого математичного і програмного забезпечення випробувальних стендів з метою створення ефективних засобів модельної підтримки процесів випробування, що свідчить про актуальність даного проекту.

Задачі створення і функціонування випробувальних стендів силових установок, математичне і комп'ютерне забезпечення. Випробувальні стендди силових установок існуючого покоління реалізують переважно процеси отримання, реєстрації та первинної обробки параметрів об'єкту випробування (показників вимірювань), що характеризують стан і необхідний набір робочих режимів силових установок. Сучасні тенденції розвитку випробувальних стендів характеризується їх значним апаратним і функціональним розширенням. Зростають кількісні та якісні показники системи вимірювань параметрів, розширюється функціональне призначення силових установок, тобто ускладнюються об'єкти випробування, зростає кількість вимірювальних каналів, якість первинних вимірювальних перетворювачів, збільшується кількість функцій, що виконуються випробувальними стендами. Зокрема, до функцій реєстрації експериментальних даних додаються функції контролю, діагностики і керування, які надають комп'ютерним засобам властивості системи з «повною відповідальністю». Це обумовлює необхідність забезпечення випробувальних стендів функціями моделювання, реалізації і відпрацьовування процесів, притаманних діючим силовим установкам. Такі властивості випробувальних стендів можуть бути досягнені лише на основі розвинутого математич-

ного і комп'ютерного забезпечення процесів їх функціонування. Комп'ютерна частина випробувальних стендів повинна включати засоби модельної підтримки, які забезпечують розв'язання як задач аналізу функціонування, так і побудови і відпрацювання підсистем контролю, діагностики і керування на основі комп'ютерного моделювання [2].

Підхід до розв'язання проблеми. Модельна підтримка функціонування випробувальних стендів. Відмінною рисою керованих силових установок є різномірність елементів та сигналів, що входять до їх складу. Повний математичний опис таких технічних об'єктів досягається за допомогою складних систем диференційних рівнянь з частинними похідними і досить складними граничними умовами. Розв'язання подібних систем рівнянь є трудомістким процесом і потребує великих витрат машинного часу за умови отримання стійких методів чисельного розв'язку таких систем, що не завжди можливо.

Переважна частина досліджень динаміки об'єктів і пошук законів управління, а також попередня діагностика потребують більш простих систем рівнянь. Спрощені моделі мають зберегти істотні властивості і головні динамічні ефекти, якими володіла повна система. Отримання спрощених математичних описів являє собою досить складну проблему, яка досі не має стандартної методики і потребує кожного разу індивідуального підходу.

Розроблені математичні моделі та алгоритми їх реалізації повинні передбачати забезпечення стійкості обчислювального процесу при наявності значних рівнів високочастотних спектрів шумів у вихідних даних, поширений прояв ефекту Гіббса при моделюванні об'єктів з розподіленими параметрами, обмежене застосування ітераційних алгоритмів тощо. Ефективне розв'язання наявних задач може досягатись шляхом розширення класу математичних моделей для врахування особливостей окремих типів ланок силових установок, в тому числі із застосенням інтегральних динамічних моделей і макромоделей, створення та реалізації методів і алгоритмів ідентифікації, методів еквівалентних та апроксимаційних перетворень моделей, застосування швидкодіючих рекурентних алгоритмів для реалізації інтегральних динамічних моделей, підвищення рівня адекватності відтворення процесів як в окремих ланках, так і в цілому в

системі, структурно-алгоритмічної організації програмних засобів комп'ютерного моделювання, що відповідає інженерному характеру проведення технічних розробок.

Відбір і формування математичних моделей. Характерним прикладом математичного опису силових установок є моделі компресора та газотурбінної установки. В математичній моделі газотурбінної силової установки в цілому (рис. 1) до розгляду, крім компресора та камери тиску, включені камера згоряння і газова турбіна.

Повна система нелінійних диференціальних і алгебраїчних рівнянь, що описують динаміку турбіни, при цьому має такий вигляд:

$$\begin{aligned} \frac{dp_{comp}}{dt} \frac{\gamma R}{V_{comp}} [G_{comp} T_{cpout} - (G_{pl} + G_{bl})T_{comp}] &, \\ \frac{dT_{comp}}{dt} = \frac{RT_{comp}}{p_{comp} V_{comp}} \times & \\ \times [\gamma(G_{comp} T_{cpout} - (G_{pl} + G_{bl})T_{comp}) - & \\ - T_{comp}(G_{comp} - (G_{pl} + G_{bl}))], & \\ \frac{dp_{tbin}}{dt} = \frac{\gamma_T R_T}{V_{cc}} \left[G_{thr} T_{ccin} \frac{c_{pcomp}}{c_{pT}} - G_{tb} T_{tbin} + \frac{P_{cc}(u_f)}{c_{pT}} \right], & \\ \frac{dT_{tbin}}{dt} = \frac{R_T T_{tbin}}{P_{tbin} V_{cc}} \times & \\ \times \left[\gamma_T \left(G_{thr} T_{ccin} \frac{c_{pcomp}}{c_{pT}} - G_{tb} T_{tbin} + \frac{P_{cc}(u_f)}{c_{pT}} \right) \right] - & \\ - T_{tbin}(G_{thr} - G_{tb}), & \\ \frac{dN}{dt} = [G_{tb} c_{pT} (T_{tbin} - T_{tbout}) - & \\ - G_{comp} c_{pcomp} (T_{cpout} - T_{in})] \frac{1}{NI}, & \end{aligned} \quad (1)$$

де індексом c_{pout} позначено величини на виході компресора; c_{comp} — величини у камері компресора; індекси t_{bin} , t_{bout} означають величини на вході і виході турбіни; P_{cc} — потужність, що подається до камери згоряння з об'ємом V_{cc} при спалюванні палива; I — параметр, що визначає момент інерції ротора газотурбінної силової установки; T — параметри газу в камері згоряння; залежності G_{comp} , G_{bl} , G_{pl} , G_{thr} , G_{tb} , T_{cpout} , T_{plin} , N_{ccin} , T_{tbout} , P_{cc} визначені і додаються до моделі.

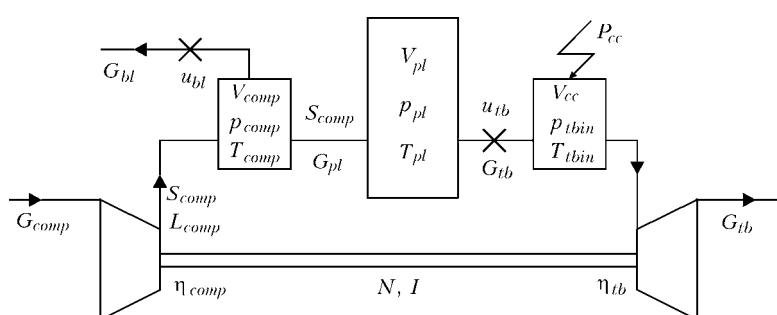


Рис. 1. Структура моделі газотурбінної силової установки в цілому

Динамічні моделі застосовуваних газотурбінних двигунів, що є кусково-лінійними диференціальними моделями простору станів і мають вигляд

$$\frac{d}{dt} \Delta \vec{x} = A \Delta \vec{v} + B \Delta \vec{u}, \quad \vec{y} = C \Delta \vec{x} + D \Delta \vec{u}, \quad (2)$$

де $\Delta \vec{x} = \text{col}[n_{cmi} - n_i]$ — вектор фазових динамічних координат, $\Delta \vec{u}$ — вектор відхилень управлюючих та збуджуючих дій; $\vec{y} = \text{col}[\Delta n_i, \Delta T_i, \Delta P_k \Delta \pi_k, \Delta N]$ — вектор відхилень вихідних координат, A, B, C, D — матриці, елементи яких є кусково-сталими функціями G_t або $\pi_k = P_k / P_{\text{вх}}$.

Моделі (1), (2) можна отримати або виходячи з точних термогазодинамічних математичних моделей, або шляхом їх ідентифікації по базам даних стендових випробувань. Слід вказати, що на етапі розробки такі моделі відображають властивості деякого типового двигуна — еталона, однак характеристики конкретного газотурбінного двигуна можуть суттєво відрізнятись від типового. Необхідність конкретизації алгоритмів електронних систем управління та розв'язання діагностичних задач потребує індивідуалізації математичної моделі за рахунок їх навчання по базам даних стендових випробувань [3, 4].

Досвід комп'ютерної реалізації математичних моделей (1), (2) в інтерактивному середовищі Matlab для ряду авіаційних газотурбінних двигунів (AI-450, AI-25ТЛШ, ТВЗ-117, AI-436 тощо) показав, що на їх основі може бути вирішена низка прикладних задач, проте виявив також принципові недоліки, найістотнішим з яких є розривність прискорень при кусково-сталому заданні правої частини. Апроксимація правої частини в виразах (1), (2) призводить до небажаних ефектів при чисельній реалізації. Крім того, очевидна надмірність моделі (2) ускладнює алгоритми комп'ютерної реалізації. Ці утруднення в багатьох випадках долаються шляхом застосування інтегральних динамічних моделей, узагальненою формулою яких є інтегральний оператор Вольтерра

$$y(t) = \int_0^t K(t, s)f(s)ds + y(0) \quad (3)$$

і рівняння Вольтерра II роду

$$y(t) + \int_0^t K(t, s)y(s)ds = f(t), \quad (4)$$

де $y(t)$ — вихідна координата; $f(t)$ — зовнішній вплив (або керування); $K(t, s)$ — ядро, що представляє динамічну характеристику об'єкта [5]. Моделі (3) і (4) можна розглядати як скалярні або векторно-матричні залежності, що отримуються за допомогою перетворення диференційних рівнянь, тобто для вибору найбільш доцільної моделі з декількох можливих необхідно застосовувати еквівалентні та апроксимаційні перетворення.

Для опису нелінійних динамічних об'єктів з невідомою структурою (типу чорний ящик) доцільно використовувати ряд Вольтерра:

$$y_j(t) = \sum_{i_1=1}^v \int_0^t w_{i_1}^j(\tau)x_{i_1}(t-\tau)d\tau + \sum_{i_1=1}^v \sum_{i_2=1}^v \int_0^t \int_0^t \times \\ \times w_{i_1 i_2}^j(\tau_1, \tau_2)x_{i_1}(t-\tau_1)x_{i_2}(t-\tau_2)d\tau_1 d\tau_2 + \\ + \sum_{i_1=1}^v \sum_{i_2=1}^v \sum_{i_3=1}^v \int_0^t \int_0^t \int_0^t w_{i_1 i_2 i_3}^j(\tau_1, \tau_2, \tau_3)x_{i_1} \times \\ \times (t-\tau_1)x_{i_2}(t-\tau_2)x_{i_3}(t-\tau_3)d\tau_1 d\tau_2 d\tau_3 + \dots \quad (5)$$

де $x_1(t), \dots, x_v(t)$ — вхідні впливи; $y_j(t)$ — відгук об'єкту на j -му виході в даний момент часу t при нульових початкових умовах; $w_{i_1 i_2 \dots i_n}^j(\tau_1, \tau_2, \dots, \tau_n)$ — ядра Вольтерра n -го порядку по i_1, i_2, \dots, i_n входах і j -му виходу, симетричні щодо змінних $\tau_1, \tau_2, \dots, \tau_n$ функції; v, μ — кількість входів і вихідів відповідно. Ефективне застосування моделей (3)–(5) в задачах ідентифікації і діагностики пояснюється їх принципово важливими перевагами і явними співвідношеннями між вхідними та вихідними змінними; універсальністю, тобто можливістю дослідження нелінійних безперервних у часі та імпульсних систем, стаціонарних і нестаціонарних; одночасним і компактним урахуванням нелінійних та інерційних (динамічних) властивостей об'єкта [6].

Задачі ідентифікації динамічних моделей. Інтегральний метод. Отримання і уточнення параметрів моделей, що відтворюють процеси в силових установках на основі експериментальних даних, представляє собою задачу ідентифікації [7], розв'язання якої пов'язано із значними труднощами через з їх принципово некоректністю, притаманну оберненим задачам. Тому пошук ефективних завадостійких методів і алгоритмів ідентифікації та їх удосконалення є актуальними. Використання інтегральних моделей динаміки дає зможу зробити ще один крок у даному напрямку, оськільки це дозволяє отримати (на відміну від більшості існуючих методів) стійку безпошукову обчислювальну схему (алгоритм) розв'язання задачі параметричної ідентифікації [7].

Структура та модульний склад програмного комплексу модельної підтримки функціонування випробувального комплексу. Математичне і комп'ютерне забезпечення випробувальних стендів силових установок, розроблене на основі вказаних підходів, разом з традиційними засобами реєстрації результатів випробувань та формування керуючих впливів для управління експериментом і керування процесами в об'єкті випробувань, містить підсистему комп'ютерного моделювання, яка виконує функції модельної підтримки робочих процесів випробувальних стендів, тобто комп'ютерного відтворення математичних моделей об'єкту випробування з можливістю відпрацювання методів керування, контролю і діагностики [8]. Крім того,

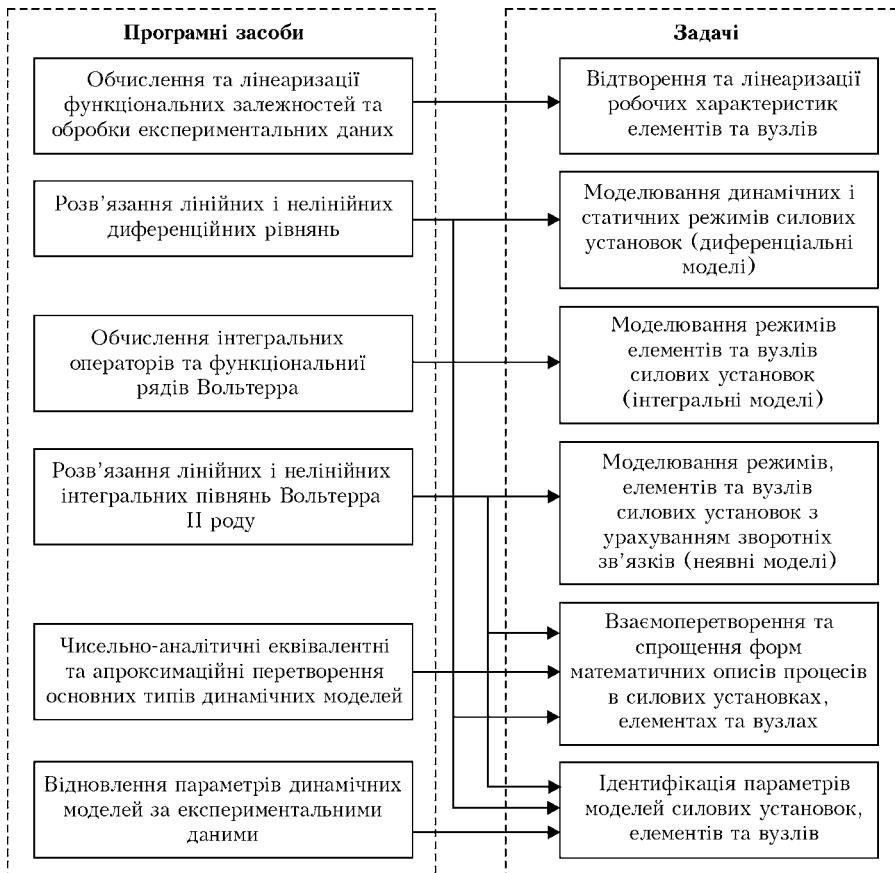


Рис. 2. Програмні засоби та задачі

забезпечено можливість формування та уточнення моделей силових установок за даними випробувань.

Програмний комплекс моделювання будується на основі певного набору алгоритмів чисової реалізації традиційних та запропонованих математичних моделей. Набір алгоритмів охоплює такі задачі:

- моделювання нелінійних робочих характеристик елементів та вузлів силових установок;
- лінеаризація динамічних моделей;
- розв'язання лінійних і нелінійних диференційних рівнянь, у тому числі типових рівнянь опису компресорів та газотурбінних установок в цілому;
- формування і реалізація лінійних інтегральних динамічних моделей явного виду;
- формування і реалізація лінійних інтегральних динамічних моделей неявного виду;
- формування і реалізація нелінійних інтегральних динамічних моделей явного виду;
- еквівалентне та апроксимаційне перетворення динамічних моделей;
- лінійна і нелінійна ідентифікація моделей динамічних об'єктів.

Для реалізації запропонованих алгоритмів і програмних засобів обрано інтерактивну систему Matlab for Windows, яка представляє собою зручний та доступний засіб для дослідницьких і інженерних обчислень та моделювання систем досить високого рівня складності [9].

Програмний комплекс модельної підтримки випробувальних стендів складається з шести блоків (підсистем), які забезпечують розв'язання всієї низки задач комп'ютерного моделювання процесів в силових установках, у тому числі з дослідженням і відпрацюванням методів керування, контролю і діагностики. Структуру комплексу наведено на рис. 2, де вказано розв'язувані задачі, та відповідні їм програми. Програмні засоби, апробовані за допомогою модельних (тестових) задач, та застосовані при розв'язанні практичних задач, такі: формування непараметричних інтегральних моделей датчиків в системах вимірювання випробувального обладнання, отримання спрощеної математичної моделі газотурбінного двигуна по каналу подачі палива, побудова діагностичної моделі вентильного реактивного двигуна.

Таким чином, у роботі відображені науково-практичні результати виконання проекту 5.13 по обґрунтуванню та реалізації підходів до підвищення ефективності розробок сучасних та перспективних випробувальних стендів силових установок енергетичного і транспортного призначення на основі створення засобів математичного і комп'ютерного забезпечення стендів з розвинутою системою модельної підтримки процесів випробувань для якісного оцінювання робочих режимів силових установок та відпрацювання методів і засобів керування, контролю і діагностики.

1. *Испытания и обеспечение надежности авиационных двигателей и энергетических установок: Учебник для вузов / Е.Ю. Марчуков, И.И. Онищик, В.Б. Рутовский та ін.* — М.: Изд-во МАИ, 2004. — 336 с.
2. *Meuleman C.H.J. Measurement and unsteady flow modelling of centrifugal compressor surge.* — Eindhoven: The Netherlands Technische Universiteit, 2002. — 145 p.
3. *Идентификация и диагностика в информационно-управляющих системах авиакосмической энергетики / Б.В. Борев, В.В. Бугровский, М.П. Вершинин и др.* — М.: Наука, 1988. — 168 с.
4. *Kulikov G.G., Thompson H.A. Dynamic modelling of gas turbines: identification, simulation, condition monitoring and optimal control.* — London: Springer-Verlag, 2004. — 305 p.
5. *Doyle F.J., Pearson R.K., Ogunnaike B.A. Identification and control using volterra models.* — London: Published Springer Technology & Industrial Arts, 2001. — 314 p.
6. *Верлань А.Ф., Москалюк С.С. Математическое моделирование непрерывных динамических систем.* — К.: Наук. думка, 1988. — 287 с.
7. *Верлань А.Ф., Федорчук В.А., Иванюк В.А. Комп'ютерне моделювання в задачах динаміки електромеханічних систем.* — Кам'янець-Подільськ: Інститут проблем моделювання в енергетиці ім. Г.Є. Пухова, 2010. — 204 с.
8. *Верлань А.Ф., Сагатов М.В., Сытник А.А. Методы математического и компьютерного моделирования измерительных преобразователей и систем на основе интегральных уравнений // МВ и ССО РУз.* — Ташкент: Фан, 2011. — 336 с.
9. *Дячук О.А. Метод отримання спрощеної макромоделі динамічної системи засобами середовища SIMULINK-MATLAB // Математичні машини і системи.* — 2008. — № 2. — С. 81–89.

Розділ 6

Створення систем моніторингу технічного стану трубопроводів і об'єктів газо- та нафтопереробної промисловості

Керівник розділу — чл.-кор. НАН України А.Я. Красовський

Третій трирічний цикл реалізації проектів розділу 6 програми «Ресурс» присвячено впровадженню розробок попередніх етапів у відповідні галузі господарства України та подальшому вдосконаленню системи для безперервного або періодичного моніторингу технічного стану магістральних трубопроводів. Ресурс магістрального трубопроводу не може бути надійно визначений при проектуванні. Його необхідно регулярно уточнювати за даними моніторингу технічного стану, результатами аналітичних та експертних оцінок, показниками надійності. На практиці переробка значних обсягів інформації стосовно технічного стану об'єкту, застосування нормативних та теоретичних положень є складною справою, особливо для виробничих підрозділів, які займаються технічним обслуговуванням трубопроводів. З іншого боку, необхідність збору, аналізу, зберігання та подання великих обсягів інформації, а також залучення передових знань з різних галузей наук та широке використання інформаційних систем зумовлює необхідність розробки та впровадження відповідних комп'ютерних експертних систем управління цілісністю трубопроводів.

Нафтогазотранспортна система (НГТС) України складає значну частку матеріальних активів держави. Надійна та безвідмовна експлуатація газопроводів в останні роки стала ще й предметом геополітики. Тому рішення щодо модернізації НГТС шляхом повної заміни окремих ділянок, пов'язане зі значними капіталовкладеннями, та доведення їх ефективності повинні прийматись на основі науково обґрунтovаних висновків по найбільш узагальнених показниках, якими на сьогоднішній день є показники ризиків. Виконання ризик-аналізу є центральним місцем системи управління цілісністю обладнання і трубопроводів НГТС, яка в останні десятиріччя затвердилася в провідних нафтогазових компаніях як основна методологія подовження ресурсу експлуатації магістральних трубопроводів. Десять проектів, розроблених у межах розділу 6 програми «Ресурс», в основному перебувають у руслі вказаного магістрального напрямку.

У межах проекту 6.1 Інститутом проблем міцності ім. Г.С. Писаренка НАН України виконано дослідження з визначення експлуатаційної деградації трубної сталі X70 магістрального газопроводу

(МГ) «Уренгой–Помари–Ужгород» («УПУ»). Встановлено суттєве погіршення характеристик сталі – ударної в'язкості, тріщиностійкості, опору проти росту тріщин корозійної втоми. Проведено аналіз опору трубних сталей зародженню і розвитку тріщин корозійної втоми. Виконані оцінки додаткових згиальних напружень, зумовлених викривленням геометрії трубопроводу при пружному згині, для підземних ділянок МГ «УПУ» і «Прогрес» загальною довжиною 1007 км. Запропоновано критерії оцінки напруженого стану трубопроводів під дією внутрішнього тиску і згиальних напружень. Удосконалено методики оцінки ризиків та проведено ризик-аналіз досліджуваних ділянок МГ «УПУ» і «Прогрес». Встановлено, що циклічна складова внутрішнього тиску в умовах експлуатації має визначальну роль у процесі стрес-корозійного руйнування. Показано, що корозійне середовище прискорює ріст корозійно-втомних тріщин у матеріалі з нарібком, порівняно з архівним матеріалом, а також значно знижує поріг циклічної втоми.

На основі розроблених критеріїв та розрахункових методів оцінки напруженого стану труби з дефектами створено першу редакцію стандарту організації України (СОУ) «Магістральні газопроводи. Оцінювання міцності та залишкового ресурсу магістральних газопроводів з тріщиноподібними дефектами в зонах дефектів форми та недосконалостей зварних швів. Метод». Виконано ризик-аналіз ділянок МГ «УПУ» і МГ «Прогрес» з метою оцінки поточного технічного стану труб для декларування безпеки, а також визначено ділянки першочергового діагностичного контролю в шурфах.

На основі проведених у роботі узагальнень та рекомендацій досліджені ділянки МГ «УПУ» і «ПРОГРЕС», які знаходяться в зоні управління МГ «Черкаситрансгаз» і в цілому відповідають вимогам безпеки з огляду на відповідність чинним нормативним документам механічних характеристик матеріалу труб; невисоку швидкість росту прогресуючих дефектів; відносно невисокий рівень циклічності навантажування; невелику кількість дефектів, більшість з яких відносяться до категорії допустимих; високий для переважної частки виявлених під час внутрішньотрубної діагностики (ВТД) дефектів розрахунковий термін реагування

(ремонти, діагностика, моніторинг тощо) 7–10 років.

Завдання проекту 6.1 виконане на основі розробленої на попередньому трирічному циклі програми «Ресурс» інформаційно-аналітичної системи для безперервного і періодичного моніторингу технічного стану магістральних трубопроводів, а результати роботи впроваджені на ДП «Укртрансгаз», про що свідчить відповідний документ цієї організації.

У межах комплексного проекту 6.2 Інститутом електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України (проект 6.2.1) на основі теоретичних відомостей щодо стрес-корозійного розтріскування газопроводів та положень імовірності локально-електрохімічної теорії корозії визначено основні чинники, що сприяють виникненню та розвитку процесу корозійного розтріскування від напруження (КРН) МГ. Розроблено методику оцінювання загальної імовірності виникнення КРН на ділянці МГ за чисельними значеннями показників основних незалежних чинників: корозія труби, захист труби від корозії та механічне напруження. Приклад застосування розробленої методики продемонстровано шляхом обчислення імовірності КРН на ділянці МГ довжиною 21,6 км від компресорної станції (КС). Показано, що на ділянках, на яких за результатами попередніх обстежень відбувалися аварії внаслідок КРН, розрахована загальна імовірність КРН була дуже високою, але при підтриманні активного і пасивного захисту відповідно до вимог ДСТУ 4219 імовірність корозійного розтріскування від напруження можна суттєво знизити. Одержані результати свідчать, що розроблена методика дозволяє досить точно визначити місця підвищеної корозійної небезпеки.

Інститутом прикладних проблем механіки і математики ім. Я.С. Підстрігача та Фізико-механічним інститутом ім. Г.В. Карпенка НАН України (проект 6.2.2) виявлено, що ґрутове середовище аварійної ділянки МГ характеризується середньою, а в деяких випадках, і високою (понад 0,3 мм/рік) корозійною активністю. Тривала експлуатація (23 роки) знижує в основному статичну тріщиностійкість сталей X60 і X70, тоді як наводнювання при потенціалі катодного захисту різко посилює їх склонність до корозійно-механічного руйнування в процесі статичного і циклічного навантажень. Сталь X70 більш чутлива до негативного впливу умов експлуатації і наводнювання, порівняно зі сталлю X60. Розраховано залишковий ресурс ділянки МГ «УПУ» з урахуванням наводнювання стінки трубопроводу. Розраховано залишковий ресурс ділянки МГ. Внаслідок наводнювання металу трубопроводу зменшується залишковий запас довговічності труби до 20 %, тоді як експлуатованої — до 50 %. Залишкова довговічність труби, виготовленої зі сталі X60, в експлуатаційних умовах розглянутої ділянки вища, тому на таких ділянках додільніше встановлювати труби зі сталі X60.

В комплексному проекті 6.3 Інститутом проблем міцності ім. Г.С. Писаренка НАН України (проект 6.3.1) розроблено методи розрахунку напруженого стану трубопроводів з дефектами кільцевих зварюваних з'єднань, що важливо при оцінці технічного стану та формуванні заходів для безпечної експлуатації трубопроводів, які знаходяться в зоні шахтних виробіток. З цією метою в роботі запропоновано аналітичний підхід до визначення коефіцієнтів концентрації напружень у пружній постановці для осесиметричної моделі трубопроводу. Зіставлення отриманих результатів з результатами, одержаними в середовищі ANSYS, підтвердило як коректність аналітичних методів, так і правомірність застосування лише осесиметричної моделі трубопроводу в інженерних розрахунках. За результатами чисельного моделювання напруженого стану трубопроводу в пружно-пластичній постановці зроблено висновок про можливість використання моделей граничного пластичного стану при значних рівнях прикладених номінальних напружень. На основі проведених досліджень сформульовано систему дій щодо оцінки технічного стану та розробки рекомендацій для безпечної експлуатації трубопроводів в зоні шахтних виробіток.

Українським науково-дослідним та проектно-конструкторським Інститутом гірничої геології, геомеханіки і маркшейдерської справи НАН України (проект 6.3.2) викладено основні ідеї нової методики визначення деформованого стану підземних трубопроводів в умовах горизонтального зрушення довколишнього ґрунту на підроблюваних територіях. Наведено алгоритм визначення деформованого стану підземних трубопроводів від силової дії рушійного довколишнього ґрунту, який включає чотири стадії розрахунку. Враховано фактичний розподіл силової дії рушійного ґрунту на розрахункових ділянках трубопроводу в зонах розтягу, а також компенсуючий вплив деформування трубопроводів за межами зон розтягу в нерухомому ґрунті та на ділянках, прилеглих до зон стиску. У відповідності з результатами розрахунку за новою методикою максимальні деформації трубопроводу відмічаються на ділянках, прилеглих до межі зони впливу гірничої виробки, що підтверджується досвідом підробки. На підставі викладеного при розробці проектів підробки і рекомендації щодо раціонального використання вугілля під існуючими трубопроводами необхідно разом з порівняльними розрахунками за вимогами галузевого стандарту виконувати розрахунки деформованого стану трубопроводів за новою методикою.

В Інституті електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України виконані (проект 6.4) дослідження причин утворення тріщин технологічного походження у зварюваних з'єднаннях труб і розроблені заходи з підвищення ресурсу та надійності експлуатації лінійної частини МГ. Розглянуті основні типи тріщиноподібних дефектів у зварюваних з'єднаннях, що виникають при виробництві газо- та нафтопро-

водних труб. На прикладі тріщин на ділянках швів труб, ремонт яких виконується багатошаровим зварюванням під флюсом, розглянуто причини і способи попередження їх виникнення. Встановлено, що виникнення холодних, зазвичай поздовжніх тріщин, в металі багатошарових «ремонтних» швів обумовлено поступовим збільшенням від шару до шару масової долі легуючих елементів (молібдену, хрому, марганцю та кремнію), що надходять до шва переважно від зварювальних матеріалів (дріт та флюс). Підвищений рівень легування металу останніх шарів шва призводить до формування ділянок структури верхнього бейніту, збагаченню феритної матриці кремнієм, виникненню розвиненої системи полігональних меж. Ці структурні особливості металу багатошарових «ремонтних» швів є основною причиною виникнення в них холодних тріщин. З метою усунення цього небезпечного явища рекомендовано використовувати агломерований алюмінатний флюс помірної основності та дріт системи легування Mn–Mo, що вміщує обмежену кількість марганцю (0,8–1,2 %) та молібдену (0,30–0,40 %).

В процесі виконання проекту 6.5 Інститутом електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України встановлено, що застосування активуючого флюсу при орбітальному зварюванні неплавким електродом забезпечує однопрохідне зварювання без розкриття кромок трубопроводів з товщиною стінки до 6 мм або товщину кореневого проходу до 5 мм при багатопрохідному зварюванні труб з товщиною стінки понад 6 мм. Флюс знижує залежність рівня зварювального струму від просторового положення електроду, зменшує об'єм та прискорює кристалізацію зварювальної ванни, що дозволяє суттєво спростити техніку виконання неповоротних стиків. Для реалізації даного способу розроблено зварювальний апарат, в конструкції якого передбачено можливість автоматичного керування ним за допомогою програмованого контролера. Програми можуть передбачати комплекс багатоходових операцій, які виконуються послідовно в автоматичному режимі у відповідності до конкретних умов, що забезпечує повну автоматизацію процесу орбітального зварювання. Встановлено, що спосіб ATIG різко послаблює залежність параметрів режиму від просторового положення електроду. При традиційному способі орбітального аргонодугового зварювання коливання зварювального струму в залежності від просторового положення досягає 40 %, а при способі ATIG не перевищує 8–10 %, що дозволяє поліпшувати умови формування зварного шва навису за ра-

хунок зміни швидкості зварювання залежно від просторового положення електроду.

Проект 6.6 Інституту електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України присвячено підвищенню працездатності та подовженню ресурсу дючих магістральних трубопроводів шляхом розробки і застосування технології формування клеєзварних та металокомпозитних муфт. Проаналізовано напружено-деформований стан клеєзварних конструкцій, встановлених на дефектній трубі залежно від модуля пружності отвердженого клеєного композитного матеріалу. Розроблено технологію формування підсилюючих конструкцій для ремонту локальних дефектів трубопроводу без зупинки транспортування продуктів. Вивчено ефективність зниження кільцевих напружень у стінці труби при монтажі клеєзварних і металокомпозитних муфт. Результати випробувань показали, що встановлення металополімерної дротової муфти значно підвищує витривальність дефектної труби і опір трубопроводу лавінному руйнуванню.

В комплексному проекті 6.7 Інституту електрозварювання ім. Є.О. Патона (проект 6.7.1) та Інституту проблем міцності ім. Г.С. Писаренка НАН України (проект 6.7.2) наведено результати експериментального визначення статичних та циклічних механічних властивостей металу характерних зон зварного з'єднання (ЗЗ) труби з поздовжнім заводським зварним швом. Встановлено, що значення характеристик статичної міцності та пластичності металу характерних зон ЗЗ залежать від напрямку прокату, форми та обробки поверхні лабораторних зразків. Запропоновані неруйнівні методи оцінки механічних властивостей та ступеня пошкодження металу характерних зон ЗЗ. Показано відсутність кореляції між статичними та циклічними характеристиками металу характерних зон ЗЗ. Експериментально отримані значення границі міцності та умовної границі текучості металу трубопроводу після тривалої експлуатації знаходяться переважно в межах розкиду цих значень для сталі 17Г1С-У відповідно до ТУ 14-3-1270-2001. Результати оцінки механічних властивостей та ступеня пошкодження металу характерних зон ЗЗ неруйнівними методами добре узгоджуються з експериментальними даними. Визначено основні закономірності циклічного пружно-пластичного деформування металу характерних зон ЗЗ та отримано вихідні дані для тестування інженерного методу оцінки опору статичному та малоцикловому навантаженню ділянок трубопроводів з локальними поверхневими об'ємними дефектами.

ПРОЕКТ 6.1

Виконати аналіз ризиків для декларування безпеки експлуатації магістральних газопроводів «Уренгой–Помари–Ужгород» та «Прогрес» (територія України)

УДК 539.376

ОЦІНКА ТЕХНІЧНОГО СТАНУ ТА АНАЛІЗ РИЗИКІВ МАГІСТРАЛЬНИХ ГАЗОПРОВОДІВ «УРЕНГОЙ–ПОМАРИ–УЖГОРОД» І «ПРОГРЕС» З МЕТОЮ ДЕКЛАРУВАННЯ ЇХ БЕЗПЕКИ ТА ПОДОВЖЕННЯ ТЕРМІНУ ЕКСПЛУАТАЦІЇ

Чл.-кор. НАН України **А.Я. КРАСОВСЬКИЙ, І.В. ОРИНЯК, М.В. БОРОДІЙ**, доктори техн. наук,
А.С. БАТУРА, А.В. БОГДАН, кандидати техн. наук
(Ін-т проблем міцності ім. Г.С. Писаренка НАН України)

Досліджено експлуатаційну деградацію трубної сталі X70. Встановлено суттєве зниження характеристик ударної в'язкості, тріщинності, опору росту тріщин корозійної втоми. Проведено аналіз опору трубних сталей зародженню і розвитку тріщин корозійної втоми. Виконано оцінки додаткових згинальних напруженень, зумовлених викривленням геометрії трубопроводу при пружному згині, для підземних ділянок МГ «УПУ» і «Прогрес» загальною довжиною 1007 км. Запропоновано критерії оцінки напруженого стану трубопроводів под дією внутрішнього тиску і згинальних напруженень. Удосконалено методики оцінки ризиків та проведено ризик-аналіз досліджуваних ділянок МГ «УПУ» і «Прогрес».

Ключові слова: магістральний газопровід, оцінка ресурсу, стрес-корозійна тріщина, діагностика, аналіз міцності і довговічності, деградація властивостей матеріалу, напруженій стан, ризик-аналіз

Газотранспортна система (ГТС) України складає значну частку матеріальних активів держави. Надійна та безвідмовна експлуатація газопроводів в останні роки стала ще й предметом геополітики. Тому рішення щодо модернізації ГТС шляхом повної заміни окремих ділянок, що пов'язано зі значними капіталовкладеннями, та доведення їх ефективності повинні прийматись на основі науково-обґрунтованих висновків за найбільш узагальненими показниками, тобто показниками ризиків [1]. Зазначимо, що виконання ризик-аналізу є центральним місцем системи управління цілісністю (СУЦ) обладнання і трубопроводів, яка в останні десятиріччя утвердилася в провідних нафтогазових компаніях як основна методологія подовження ресурсу експлуатації магістральних трубопроводів [2]. Відповідно до закону [1] забезпечення експлуатації об'єктів підвищеної небезпеки з додержанням мінімально можливого ризику є обов'язком суб'єктів господарської діяльності, які готують і подають до місцевих органів виконавчої влади декларацію безпеки об'єкту. Проте детальна методика повного розрахунку ризиків на основі визначення вірогідності руйнувань об'єкту та їх наслідків до цього часу в Україні відсутня.

В Україні в середині 2000-х рр. виконано перші роботи по розробці методології кількісного ризик-аналізу, в рамках яких здійснено оцінку ризиків на пілотній ділянці газопроводу «Долина–Россош» [3, 4], що стосувалась найбільш типових дефектів трубопроводів – корозії, зазвичай надійно встановлюваними діагностичними поршнями. Проте після масштабної аварії 2003 р. найбільшою загрозою для українських газопроводів вважають не корозійні дефекти, а стрес-корозійні (СК) тріщини [5–7].

На відміну від звичайної корозії, час зародження і росту якої є тривалим і для виявлення якої існують відповідні діагностичні засоби, стрес-корозія після виникнення розвивається за законами механіки руйнування, а діагностувати її вкрай важко. Стрес-корозійне пошкодження потребує найбільшої уваги через такі обставини: процес зародження і механізми розвитку СК в трубних стоях, властивості яких деградують з часом, мало вивчені; дефекти СК мають низьку ефективність виявлення навіть сучасними діагностичними засобами; руйнування стрес-корозійного дефекту супроводжується дуже тяжкими наслідками.

Встановлено, що для того, щоб процес СК міг відбуватися, необхідна одночасна дія трьох факторів: наявність корозійно-активного середовища; матеріал, не спроможний до опору проти СК; на-

явність розтягувальних напружень достатнього рівня.

Отже, важливою матеріалознавчою проблемою забезпечення надійності газопроводів є оцінка фізичної зношеності матеріалу труб за час їх тривалої експлуатації та здатність матеріалу чинити опір СК. Для її вирішення необхідно виконувати експериментальні дослідження із метою визначення механічних характеристик матеріалу труб, характеристик тріщиностійкості з оцінкою ступеня деградації, а також умов розвитку СК.

Основним навантажуючим фактором трубопроводу є внутрішній тиск, від якого в матеріалі виникають номінальні окружні напруження, не набагато менші за допустимі при максимальних робочих режимах. Наявність додаткових навантажень, зумовлених викривленням геометрії осі магістральних газопроводів (МГ) та зонами концентрації напружень від дефектів форми або недосконалостями осьового зварного шва, суттєво збільшує напружений стан, що також є однією із передумов зародження і розвитку СК. Однак важливість розгляду таких розподілів напружень дуже недооцінено, що відобразилося у відсутності як розрахункових методів їх визначення, так і відповідних критеріїв оцінки [8, 9].

Щоб оцінити технічний стан ділянок МГ, на ступінь небезпеки яких впливають багато факторів, уже недостатньо використовувати традиційні параметри – допустимі напруження, стан ізоляції тощо. Сучасні підходи передбачають оцінювати ступінь надійності трубопроводів показниками ризиків. Виконання кількісного ризик-аналізу дозволяє інтегрувати дані про реальні і гіпотетичні (невиявлені) дефекти, властивості матеріалу, напруженій, корозійний і ситуаційний стани вздовж траси МГ тощо і отримувати показники ризиків щодо ступеню небезпеки ділянок МГ.

Тому мета проекту полягала у дослідженні механічних властивостей трубної сталі з урахуванням терміну експлуатації, умов зародження і росту СК тріщин; оцінці додаткових напружень у трубопроводах при їх пружному згині та удосконаленні методик оцінки ризиків з виконанням відповідних розрахункових процедур для ділянок МГ «УПУ» і МГ «Прогрес» загальною довжиною 1007 км.

Дослідження деградації властивостей трубної сталі X70 та умов зародження і росту СК тріщин. У межах виконання програми досліджено сталь X70 контролюваної прокатки, типової низьковуглецевої сталі, мікролегованої ванадієм, ніобієм і молібденом, яка призначена для виготовлення труб. Для досліджень відібрано три фрагменти, вирізані з труб діаметром 1420×15,7 мм в «архівному» стані та після тривалої експлуатації: з місця аварії МГ «Уренгой–Помари–Ужгород» у грудні 2007 р. (3 км від компресорної станції (КС), 24 роки експлуатації) і з ремонтної вирізки 2009 р. (35 км від КС, 26 років експлуатації). Проведено дослідження стандартних механічних власти-

востей сталі на розтяг; ударну в'язкість в інтервалі кліматичних температур; нарощування вихідних тріщин втоми відповідно до вимог стандартів; тріщиностійкості; швидкості росту СК тріщин при статичному навантаженні; швидкість росту тріщин корозійної втоми. Враховувались такі умови досліджень:

- *орієнтація зразків.* Вздовж і поперек осі труби;

- *корозійне середовище.* З метою зіставлення результатів випробувань у різних корозійних середовищах та ідентифікації механізмів руйнування вибрано три середовища – сухе лабораторне повітря; 3%-й розчин NaCl у дистильованій воді; екстракт ґрунтової рідини з місця аварії. Ці три середовища застосовані для випробувань на поширення тріщин стрес-корозійної втоми та тріщин СК;

- *температури випробувань.* Випробування на ударну в'язкість та на тріщиностійкість виконано в інтервалі кліматичних температур від -40 до +40 °C, всі інші випробування проведено при кімнатній температурі;

- *частота навантаження.* Швидкість росту тріщин корозійної втоми досліджена при частотах навантаження 1 та 0,016 Гц. Швидкість росту тріщин втоми на повітрі досліджено при частоті 10 Гц (базова діаграма). Випробування на корозійну втому з частотою до 1 Гц у корозійному середовищі виконували на випробувальній машині 3201UE-20, а на тріщиностійкість – при активному статичному навантаженні на випробувальній машині «Instron», максимальне зусилля 250 кН.

Дослідження хімічного складу основного металу труб у стані постачання («архівний») і після експлуатації здійснювали на спектрометрі «Spectrovac-1000», mod.DV-4 фірми «Baird», США. Хімічний склад досліджених вирізок труб відповідає нормативним вимогам ТУ 14-3-995-81 до основного металу труб.

Встановлено, що трубна сталь X70 при всіх видах випробувань виявила нові властивості, характерні для процесу деформаційного старіння. Отримані короткочасні механічні властивості сталі при випробуванні на розтяг п'ятикратних циліндрических зразків діаметром 4 мм свідчать про те, що у випадку як окружної орієнтації зразків, так і поздовжньої має місце деяке збільшення (6–8 %) значень границь текучості й міцності експлуатованого матеріалу порівняно з «архівним». Усі випробувані зразки мали показники характеристик міцності, які перевищували вимоги ТУ 14-3-995-81 до металу труб. Відносне подовження після розриву також задовільняє вимогам цього документа (не менше 20 %).

Свідченням суттєвої деградації матеріалу труби є падіння ударної в'язкості (на 37 %) матеріалу з нарочітком по відношенню до «архівного» матеріалу (рис. 1).

За результатами аналізу експериментальних діаграм руйнування стандартних компактних зраз-

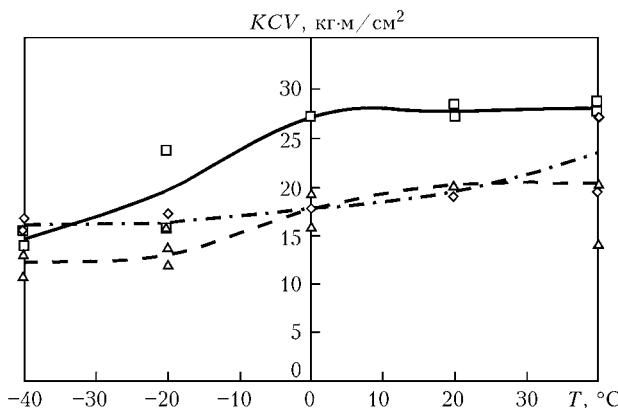


Рис. 1. Залежність ударної в'язкості KCV при ударному згині від температури для зразків труб «архівного» металу (□), 24 роки (Δ), і 26 років (\diamond)

ків розраховано значення критичного розкриття вершини тріщини δ_{Ic} . Досліджувана трубна сталь X70 є в'язким матеріалом, тому одержати характеристику її тріщиностійкості за коефіцієнтом інтенсивності напруження K_{Ic} неможливо, оскільки не виконується умова плоскої деформації. Тому тріщиностійкість K_{Ic} оцінювали непрямим методом за значеннями критичного розкриття тріщини δ_{Ic} із проміжними розрахунками J -інтеграла, J_{Ic} за такими формулами:

$$K_{Ic} = \sqrt{\frac{EJ_{Ic}}{1 - v^2}}, \quad J_{Ic} \equiv \delta_{Ic}\sigma_t, \quad (1)$$

де E — модуль пружності; v — коефіцієнт Пуасона; σ_t — границя текучості матеріалу.

На рис. 2 наведено дані випробувань на тріщиностійкість. Зразки сталі X70 після експлуатації 26 років показали менший ступінь деградації, порівняно зі зразками сталі, що перебувала в експлуатації 24 роки. Така розбіжність результатів видається логічною зважаючи на те, що метал з терміном служби 24 роки, вирізаний на відстані близько 3 км за КС, за весь час експлуатації зазнавав більш високих рівнів тиску і температури, ніж метал з терміном служби 26 років, вирізаний на відстані 35 км за КС. Це призвело до більшої деградації сталі в першому випадку.

Проведені експериментальні дослідження впливу тривалого статичного навантаження на поведінку

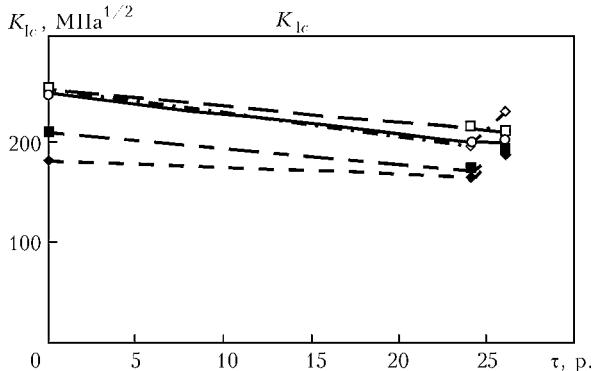


Рис. 2. Залежність тріщиностійкості сталі X70 від тривалості експлуатації в умовах різних температур, °С: \diamond — 40; \square — 20; \circ — 0; \blacksquare — 20; \blacklozenge — 40

початково вирощених тріщин в томі в середовищі 3,5%-го розчину NaCl під дією різниці потенціалів 1,1 В в діапазоні від 20 до 192 год при навантаженнях, що відповідають значенням коефіцієнту інтенсивності напруження (КІН) від 20 до 60 МПа \sqrt{m} , показали, що в даних умовах збільшення довжини початкової тріщини не відбувається, має місце вплив рівня прикладених зусиль та незначний вплив часу витримки при вказаному навантаженні на розкриття тріщини. Зроблено висновок, що ріст СК тріщин залежить переважно від циклічного характеру навантаження.

Зведені дані експериментів на циклічну тріщиностійкість матеріалу у вигляді кінетичних діаграм втомного руйнування (КДВР) наведено на рис. 3, рис. 4. Корозійне середовище ґрунтової витяжки при катодній поляризації $-1,1$ В прискорює ріст втомної тріщини в «архівному» матеріалі в діапазоні ΔK від граничного рівня до 30 МПа \sqrt{m} , однак не знижує самого порога томи ΔK_{th} , в той час як для матеріалу з наробітком 24 роки інтенсивніше прискорює ріст втомної тріщини, порівняно з «архівним» матеріалом, але при цьому ще й значно знижує поріг томи ΔK_{th} .

Аналіз швидкості росту втомної тріщини на різних зарубіжних трубопровідних стальах і дані дослідження росту втомної тріщини в рамках проекту показали, що універсальним параметром, контролюючим швидкість тріщини, може бути комбінація $\Delta K^2 K_{max}$. Це підтверджує рис. 5, на якому наведено отримані в роботі та літературні дані стосовно випробувань без корозійних середовищ, що майже повністю збігаються. Параметр $\Delta K^2 K_{max}$ дозволяє автоматично враховувати асиметрію циклу навантаження. Разом з тим недоліком запропонованого параметра $\Delta K^2 K_{max}/f^\alpha$ (f — частота; α — показник агресивності корозійного середовища) є невизначеність, як користуватися ним у граничних випадках при дуже малій і дуже високій частотах

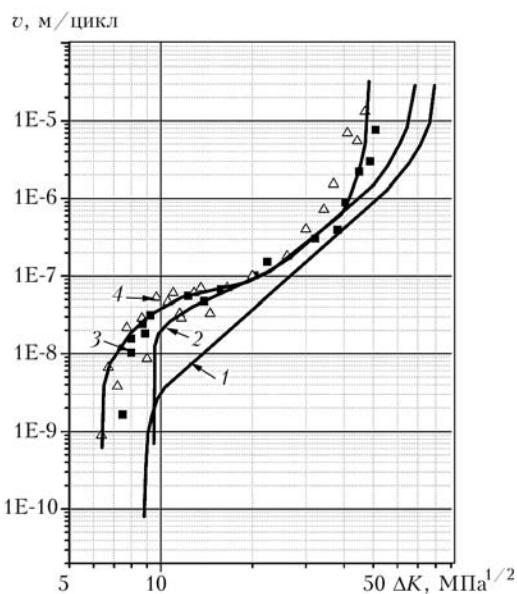


Рис. 3. КДВР «архівного» (1, 2) та експлуатованого (3, 4) металу на повітрі (1) і в ґрунтовій витяжці (2—4)

навантаження. Тому запропоновано для високої частоти використовувати базову криву росту тріщини, а при низьких частотах — огинальну криву, рівняння якої наведено на рис. 5.

Визначення додаткових напружень від викривлення осі підземних ділянок МГ «УПУ» і «Прогрес». Сучасні діагностичні засоби дозволяють встановлювати просторове положення трубопроводів за координатами дискретних точок замірів. В свою чергу геометричні характеристики ліній трубопроводу (кривизни, крутки) визначаються другою і третьою похідною від радіус-вектора лінії, а вони пропорційні згиальному і крутному моменту. За просторовою геометрією газопроводу стає можливим аналізувати його напруженій стан, викликаний, зокрема, такими непередбачуваними факторами, як деформування підземної труби, що повторює профіль траншеї, або зсув ґрунтів. Основною методичною проблемою при цьому є розв'язок задачі відновлення положення безперервної просторової лінії трубопроводу за дискретними точками, виміряними з певною похибкою. В більшості робіт використовується формальне зглажування дискретних точок за допомогою рядів Фур'є, статистичного усереднення або найменших квадратів [10, 11].

В межах попередньої програми «Ресурс» [12] розроблено ефективний алгоритм використання так званих «пружинних» сплайнів, заснованих на методах будівельної механіки, які дозволяють обчислювати переміщення балки (трубопроводу) при будь-якому навантаженні.

Практичне застосування процедури виконували у межах даного проекту для оцінки напруженого стану МГ «УПУ» протяжністю 526 км та МГ «Прогрес» протяжністю 481 км від КС «Софіїв-

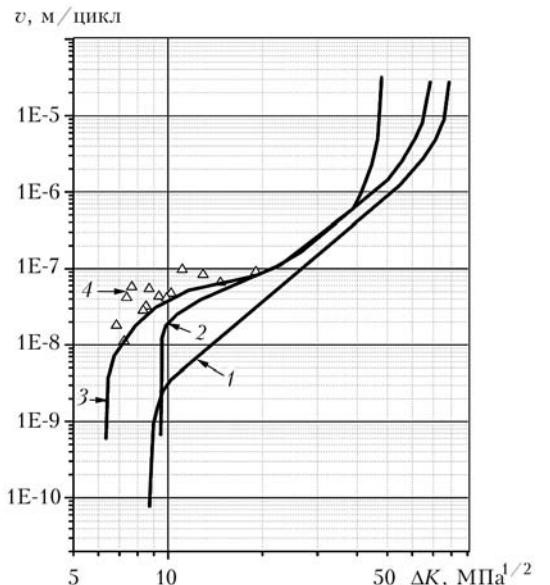


Рис. 4. КДВР «архівного» (1, 2) і експлуатованого 24 роки матеріалів (3, 4) на повітрі (1), у ґрутовій витяжці (2, 3) і в 3 %-му розчині NaCl (4); катодна поляризація – 1,1 В

ська» до КС «Гусятин». Дані про дискретні координати осі трубопроводу взято із результатів внутрішньотрубної діагностики. Похибка вимірювань складала 0,005 м, а похибка розрахунку напруження сягала до 2 МПа.

Детальні результати розрахунку напруженого стану зазначених ділянок для 1007 км трас МГ оформлені у вигляді атласів та у форматі Microsoft Excel на електронних носіях. На рис. 6 наведено дані щодо розрахунку згиальних напруженень від кривизни в профілі та по плану ділянки МГ «УПУ» довжиною 4 км. В табл. 1, як приклад, показані ділянки з високим рівнем згиальних напружень МГ «УПУ» між КС «Ставищенська» і

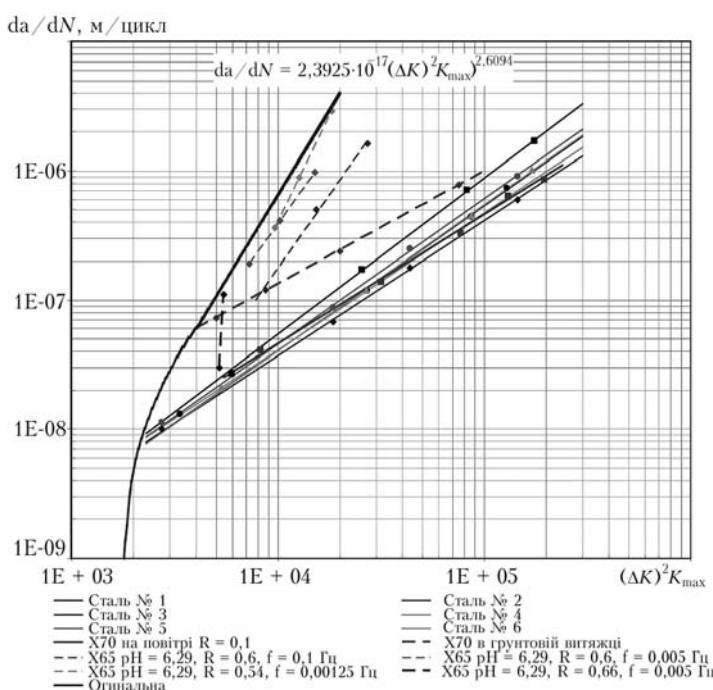


Рис. 5. Кінетичні діаграми росту СК тріщин у трубних сталях

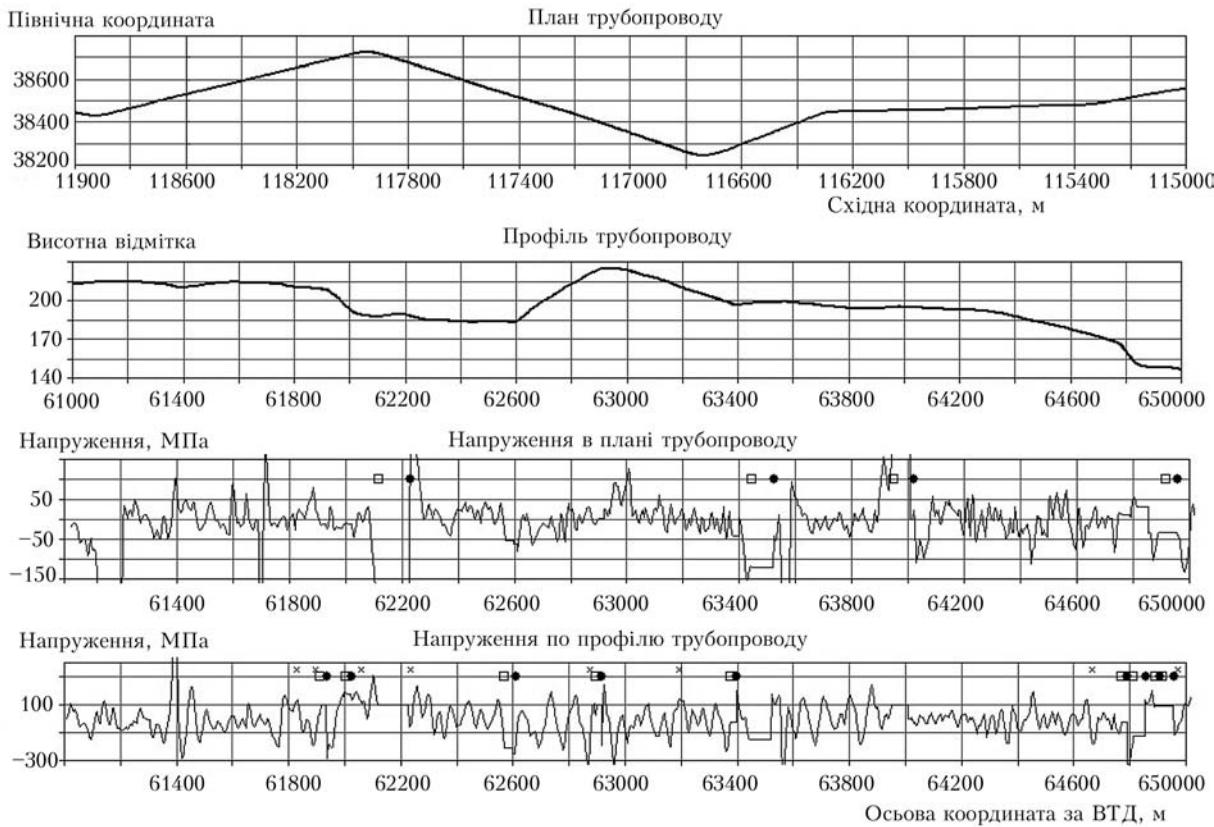


Рис. 6. Напруження в газопроводі за результатами дискретних замірів положень точок його осьової лінії

КС «Іллінецька». Представлені ділянки відповідають таким критеріям:

- напруження на ділянці за модулем перевищують напруження σ , де $\sigma = ER/\rho$;
- довжина ділянки перевищує L , де $L \geq 1,5l_{xb} + 15b - 10i$ [м].

Перша умова критерію отримана з міркування, що ділянка вважається небезпечною, якщо її мінімальний радіус кривизни ρ в 2 рази менший від мінімально допустимого радіусу природного згину. Для трубопроводу діаметром $D = 1420$ мм мінімально допустимий радіус кривизни дорівнює 1400 м. Тоді максимально допустимий рівень напруженів від такої кривизни для МГ зазначеного діаметру складає 200 МПа. У формулі для визначення напруженів E — модуль Юнга матеріалу трубопроводу; R — радіус трубопроводу; ρ — мінімально допустимий радіус кривизни трубопроводу.

Друга умова критерію призначена для «відсікання» фіктивних напруженів, викликаних вібраціями внутрішньотрубного геодезичного поршня, наприклад при переході через трійники, крані, а також інші об'єкти лінійної частини газопроводу. У виразі для визначення довжини $Lb = 1$, якщо в зоні, що аналізується, або в найближчих до неї точках є згин, і $b = 0$ у протилежному випадку; $i = 1$, якщо в зоні, що аналізується, або в найближчих до неї точках є коротка вставка, $i = 0$ в протилежному випадку. Параметр l_{xb} визначається як

$$l_{xb} = \pi \sqrt[4]{\frac{4EI}{\alpha}}, \quad (2)$$

де I — момент інерції поперечного перерізу газопроводу; α — коефіцієнт податливості опор. У наших розрахунках лінійний коефіцієнт податливості опор приймався як $\mu = 10^{-7}$ м/Н. Тому $\alpha = 1/(\mu D) = 7042254$ Н/м² і тоді з виразу (2) отримаємо $l_{xb} \approx 21$ м. Фіктивні напруження затухають на відстані, що дорівнює довжині хвилі розв'язку 1 хв.

З метою аналізу рівня небезпеки кожної вибраної ділянки проведено їх градацію на три групи залежно від максимального напруження σ на ділянці та її довжини L відповідно до двох критеріїв:

Колір	Критерій σ , МПа	Критерій l , м
Зелений 1	$200 < \sigma \leq 300$	$L \leq l < L + 15$
Жовтий 2	$300 < \sigma \leq 400$	$L + 15 \leq l < L + 30$
Червоний 3	$400 < \sigma$	$L + 30 \leq l$

Аналіз напруженого стану ділянок за координатами 3D, визначеними за допомогою внутрішньотрубної діагностики (ВТД), свідчить про наявність великої кількості ділянок з високим рівнем згинальних напруженів.

Критерії оцінювання напруженого стану і дефектів за наявності глобальних і локальних згинальних/оболонкових напруженів. Для оцінки напруженого стану газопроводів за наявності глобальних і локальних згинальних напруженів запропоновано критерії оцінки для бездефектної і дефектної труб шляхом використання поняття кате-

Таблиця 1. Небезпечні ділянки відповідно до розрахованих напружень за профілем МГ «УПУ» між КС «Ставищенська» і КС «Іллінецька»

Координата ділянки, м	Довжина, м	Довжина найкоротшої вставки, м	Максимальне напруження, МПа	Згин	Критерій σ	Критерій I
62568,14	41,44	2,05	248,752	+	1	1
72349,60	39,40	—	534,5309	—	3	1
73323,69	26,27	9,52	782,4047	—	3	1
110815,10	33,45	0,52	1133,824	—	3	1
111100,40	25,60	3,00	270,7922	—	1	1
116843,90	67,27	4,12	237,7023	+	1	3
120227,50	51,80	1,12	246,6655	+	1	2
139309,80	60,70	0,9	372,9115	+	2	2
145633,90	57,86	4,97	908,3739	—	3	3
153081,80	35,81	6,29	268,3305	—	1	1
154999,70	21,57	5,15	573,3304	—	3	1
156749,50	40,97	4,37	311,6173	+	2	1
157967,40	106,52	2,04	314,6533	+	2	3
160085,00	73,92	4,79	271,9731	+	1	3
172500,10	31,57	2,94	808,906	—	3	1

горизації напружень. При оцінці бездефектного матеріалу за уdosконалення проектних норм СНiП 2.05.06–85 [8] запропоновано використовувати в умовах дії напружень такі критерії:

- первинних мембраних σ^m : $\sigma^m \leq [\sigma]$, де допустимі напруження визначаються у відповідності з СНiП 2.05.06–85, а саме $[\sigma] = \sigma_t / k_{int}$;
- вторинних мембраних σ^m і первинних локальних σ^b : $\sigma^m + \sigma^b \leq \sigma_t$;
- мембраних σ^m і вторинних локальних σ^b : $(\sigma^m / \sigma_t)^2 + \sigma^b / \sigma_t \leq 1$. В разі невиконання силового критерію запропоновано деформаційний критерій $\varepsilon \leq [\varepsilon]$.

При оцінці тріщиноподібних дефектів з метою доповнення положень ДСТУ-Н Б В.2.3-21:2008 [5] запропоновано за умови дії напружень такі критерії оцінки дефектів:

- первинних мембраних σ^m : критерій у відповідності з діаграмою оцінки руйнування (ДОР) – ДСТУ-Н Б В.2.3-21:2008 [7];
- мембраних σ^m і первинних або вторинних локальних σ^b : критерій відповідно до модифікованої ДОР, в якій довідкові напруження обмежені значенням границі текучості σ_t . В разі невиконання силового критерію застосовують ДОР на основі деформаційного критерію.

Виконання процедури ризик-аналізу ділянок МГ «УПУ» і МГ «Прогрес» для оцінки ступеню їх небезпеки. Показники ризиків є найбільш інтегральними параметрами для оцінювання ступеню небезпеки руйнування трубопроводів, оскільки ризик є добутком імовірності руйнування на наслідки відмови.

В рамках проекту виконано оцінку ризиків за статистикою виявлення реальних корозійних дефектів, а також визначено ризики від постулюваного розподілу дефектів СК.

Для визначення імовірності руйнування від реальних корозійних дефектів використані оригінальні методики, які враховують реальний розподіл тиску по трасі МГ і базуються на фізичних моделях механіки руйнування для визначення критичних значень розмірів дефектів d_{kp} . Крім того, встановлені імовірнісні нормальні (Гаусівські) розподіли початкових розмірів дефектів та швидкостей їх росту за даними результатів ВТД, щільність яких визначається виразом

$$f(t, z) = \frac{1}{\sigma \sqrt{2\pi}} e^{-\frac{(z - m)^2}{2\sigma^2}}, \quad (3)$$

де z – розмір дефекту; m – математичне очікування; σ – середньоквадратичне відхилення. Тоді глибина дефекту через τ років вважається нормально розподіленою величиною з такими параметрами:

$$m = d + t v_d \sigma = \sqrt{\sigma'^2 + t \sigma_v^2}, \quad (4)$$

де d – математичне очікування глибини тріщини; v_d – швидкість росту тріщини; σ' – середньоквадратичне відхилення розміру початкового (виявленого засобами контролю) дефекту, пов’язане з точністю вимірювань; σ_v – середньоквадратичне відхилення швидкості росту дефектів. Для дефектів СК використовується експоненційний закон розподілу глибин дефектів

$$f(t, z) = \frac{1}{a_0 \exp(\mu t)} e^{-\frac{z}{a_0 \exp(\mu t)}}. \quad (5)$$

Результати статистичного аналізу розмірів (глибин) корозійних дефектів для різних ділянок між КС МГ «УПУ» і «ПРОГРЕС» представлена в табл. 2. Параметри розподілів отримано при ана-

Таблиця 2. Параметри розподілу глибини дефектів для різних ділянок МГ «УПУ» і «Прогрес» між КС

КС	«УПУ»			«Прогрес»		
	<i>m</i>	σ	<i>N</i>	<i>m</i>	σ	<i>N</i>
«Софіївська»–«Ставище»	2,296	1,004	360	2,258	1,730	56
«Ставище»–«Іллінці»	2,853	1,112	325	2,132	0,623	723
«Іллінці»–«Бар»	2,619	0,892	388	2,697	1,488	51
«Бар»–«Гусятин»	2,011	1,387	437	1,841	0,771	169

лізі відповідних вибірок даних про дефекти *N* на різних ділянках між КС.

Отримані імовірнісні розподіли дозволяють визначити вірогідність того, що через *t* років глибина виявленого дефекту досягне або перевищить критичне значення, яке розраховується таким чином:

$$I(t, z) = \int_{d_{kp}}^{\infty} f(t, z) dz.$$

Для його визначення використовують процедуру чисельного інтегрування.

Кількість гіпотетичних дефектів визначається за інформацією про імовірність виявлення дефектів. Її можна описати зростаючою функцією експоненційного виду від глибини дефекту

$$I(d) = 1 - e^{-\mu d},$$

тому питома імовірність руйнування ділянки трубопроводу довжиною l_p з і гіпотетичними дефектами розраховується як

$$I(t, l_p) = \frac{1 - (1 - I_1(t, d_{kp1}))^{k_1(d_p)} \dots (1 - I_i(t, d_{kp1}))^{k_i(d_p)}}{l_p}.$$

Для оцінки наслідків можливого глобального та локального руйнувань траса трубопроводу фрагментується на декілька типів ділянок, які характеризуються різним рівнем соціальних наслідків. Вони визначаються за даними карти місцевості, кадастрових даних, густоти населення, типів доріг, перетинів тощо. До них належать ділянки типу «Зона», які включають населенні пункти та інші території, ділянки типу «Об'єкти в охоронній зоні» та ділянки типу «Дороги». Для кожного типу ділянок на основі імовірнісного аналізу визначається кількість людей, які можуть знаходитись у відповідних зонах ураження поблизу траси трубопроводу.

Важливою характеристикою соціальних наслідків є радіуси зон ураження від локального і глобального руйнувань трубопроводу. Для малого ураження, яке характеризується утворенням свища з подальшим загорянням повітряно-газової суміші, радіус зони ураження визначається як

$$R_1 [м] = 5,5 \sqrt{\frac{s [м^2]}{0,0004} \frac{P [\text{МПа}]}{4}},$$

а для гільйотинного руйнування, яке зазвичай супроводжує руйнування від СК дефекту, за стандартом [9] приймається таким

$$R_2 [м] = 99D [м] \sqrt{p [\text{МПа}]},$$

де *s* — площа свища; *D* — діаметр трубопроводу.

Соціальні наслідки від реальних (виявлених) ВТД в залежності від їх розмірів розраховуються для локального або глобального руйнувань. Вони визначаються добутком імовірності загоряння трубопроводу (від свища або розриву труби) на можливу кількість людей у відповідних зонах ураження.

Для гіпотетичних дефектів заздалегідь невідомо, чи приведуть вони до глобального або локального руйнувань, тому їх наслідки оцінюються для двох випадків одночасно з подальшим підсумуванням за формулою:

$$H = (1 - r)H^{\text{свищ}} + rH^{\text{глоб}},$$

де *r* — імовірність глобального руйнування від загальної їх кількості, яка визначається за статистичними даними; $H^{\text{свищ}}$, $H^{\text{глоб}}$ — наслідки відповідно для локального і глобального руйнувань. Зазначимо, що при аналізі ризиків від СК розглядають лише глобальне руйнування.

Економічні наслідки складаються з окремих складових, до яких належать втрати прямі від витоку газу, від простою трубопроводу та втрати на його ремонт. Прямі втрати визначаються об'ємом втраченого газу, який розраховується на основі даних про тривалість витоку, довжини ділянки між кранами, питомих масових втрат, які залежать від тиску в трубопроводі та площині свища або розриву. Інші складові економічного ризику (втрати від простою та витрати на ремонт) визначаються за даними економічних служб оператора газопроводу. Загальні економічні наслідки є сумою складових і виражаються у грошових одиницях.

Ризик розраховується як добуток рівня імовірності руйнування на значення відповідних соціальних або економічних наслідків. Локальний соціальний ризик у точках дефектів трубопроводу за рік визначається як

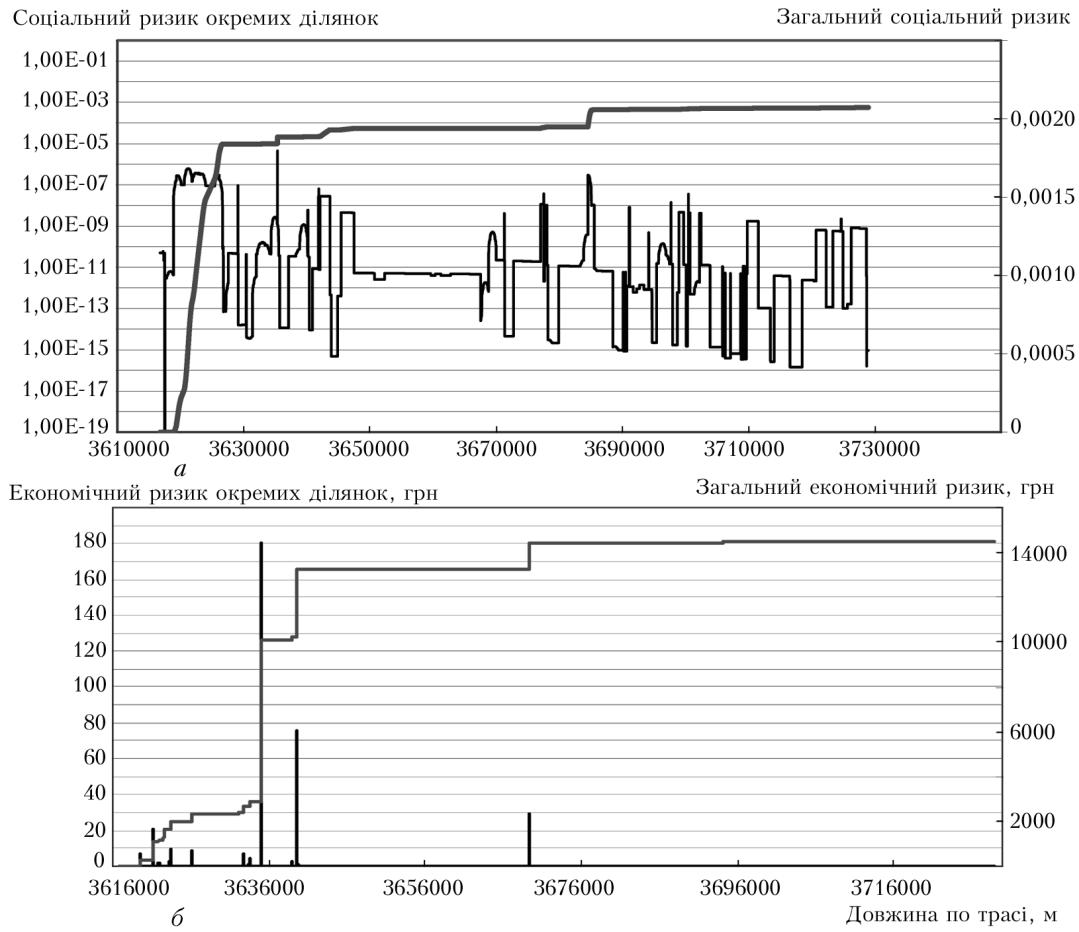


Рис. 7. Графіки соціальних (а) та економічних (б) ризиків для ділянки МГ «УПУ» між КС «Софіївська»–«Ставище»

$$R_{soc}(pik, x) = (I(\tau + 1, d_{kp}) - (I(\tau, d_{kp}))H(x),$$

а загальний ризик на ділянці трубопроводу l_p як

$$R_{soc}(t, l_p) = H(l_p) \sum_{n=1}^{n_{l_p}} I(t, d_{kp}) + I(t, l_p)l_p.$$

За подібними виразами обчислюються економічні ризики, де в формулах фігурують економічні наслідки.

На основі вказаної методики оцінки ризиків розроблено відповідну комп’ютерну програму Risk-Master, за допомогою якої оцінено ризики ділянок МГ «УПУ» і «Прогрес» на відрізку між КС «Софіївська» та КС «Гусятин» за даними про виявлені корозійні дефекти без урахування їх ремонту. На рис. 7 представлено результати показників соціальних та економічних ризиків на ділянці між КС «Софіївська» та КС «Ставище» за 2012 р. від можливого руйнування корозійних дефектів.

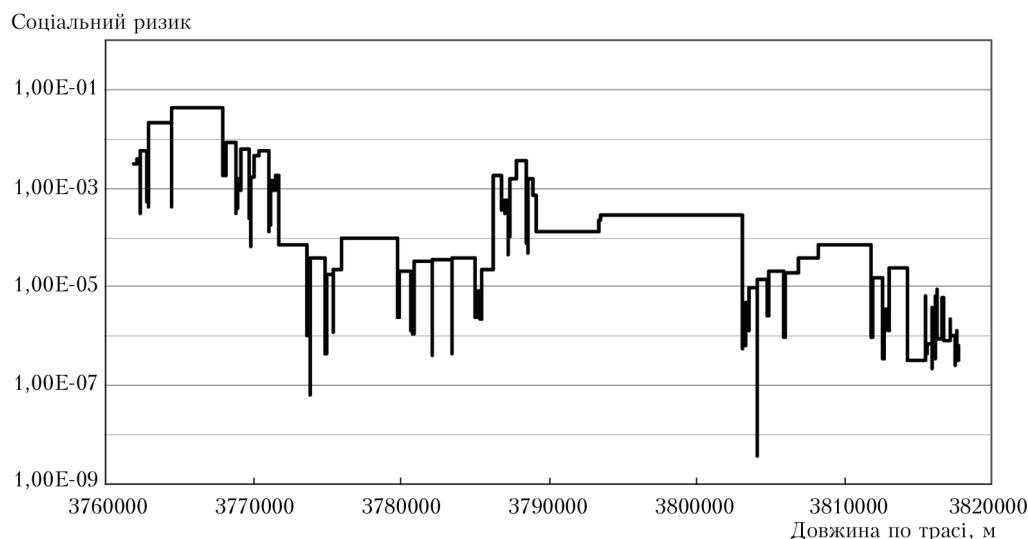


Рис. 8. Графік соціальних ризиків від можливого СК ураження для ділянок МГ «Прогрес» між КС «Ставище» та «Іллінці»

Що стосується СК дефектів, то через малу статистику їх виявлення параметри розподілу (5) визначатимемо за інформацією про перше руйнування на 20-му році експлуатації (реальні дані), тобто імовірність руйнування на цей термін мала бути досить високою, а швидкість росту відповідати закону, представлена на рис. 5.

Консервативно вважаючи, що за рік відбувається 10 повних віднульових циклів навантажування до середнього робочого тиску 7 МПа, для дефекту глибиною 4 мм можна отримати приблизне значення швидкості росту дефекту за формулою на рис. 5, яке складає 0,5 мм/рік і якому відповідає параметр розподілу $\mu = 0,125$. Для визначення параметра щільноти розподілу a_0 консервативно приймемо, що на ділянці МГ 100 км знаходяться $N = 50$ СК дефектів. Щільність дефектів на елементарних ділянках прийматимемо нерівномірно в залежності від тиску по трасі, рівня додаткових згинальних напружень, типу ґрунту, ділянок баластування та корозійного стану. Тоді з урахуванням отриманого на основі формул (4) виразу для визначення імовірності руйнування одного дефекту

$$f(t, d_{kp}) = e^{-\frac{d_{kp}}{a_0 \exp(\mu t)}},$$

за умови руйнування хоча б одного дефекту із N за імовірності 0,6 через $\tau = 20$ років експлуатації отримаємо значення параметру $a_0 \approx 0,18$.

На основі розподілу за формулою (4) з урахуванням того, що СК дефект призводить до глобального руйнування з 70%-ю імовірністю загоряння, оцінили соціальні ризики від руйнування СК дефектів на 2012 р. (30 років експлуатації). На рис. 8 представлено соціальний ризик ділянок на відрізку 60 км МГ «Прогрес» між КС «Ставище» – КС «Іллінці».

За результатами розрахунків ризиків ділянки між КС МГ «УПУ» і МГ «Прогрес» проранжовані за ступенем небезпеки для формування чергості діагностичних та ремонтних заходів. Найбільші ризики характерні для початкових ділянок після КС (до 30 км), для яких властивий високий рівень навантаження тиском.

Висновки

1. Виконаний комплекс матеріалознавчих робіт з вивчення властивостей базової трубної сталі X70 дозволив оцінити ступінь експлуатаційної деградації, що виявилась у підвищенні границі текучості і міцності (6–8 %), знижені утяжки зразків Шарпі (50 %), зменшенні ударної в'язкості (37 %), падінні критичного розкриття тріщини (52 %) знижені тріщиностійкості (майже на 30 %) та ряду фрактографічних ознак.

2. Встановлено, що циклічна складова внутрішнього тиску в процесі експлуатації відіграє визначальну роль в процесі СК руйнування. Показано, що корозійне середовище прискорює ріст корозій-

но-втомних тріщин в матеріалі з наробітком, порівняно з «архівним» матеріалом, а також значно знижує поріг циклічної втоми.

3. Опубліковані дані щодо швидкості росту корозійно-втомних тріщин та виконані у межах проекту дослідження показали, що універсальним параметром, контролюючим швидкість тріщини, може бути комбінація $\Delta K^2 K_{max}$. Запропоновано консервативне рівняння огинальної кривої для оцінки швидкості СК тріщин.

4. Для оцінки рівня додаткових згинальних напружень, які можуть зумовлювати ріст СК тріщин, при застосуванні ефективної чисельної процедури за дискретними замірами координат точок осьової лінії трубопроводу виконано аналіз напруженого стану ділянок МГ «УПУ» і «Прогрес» загальною довжиною понад 1000 км. Запропоновано додаткові критерії для оцінки напруженого стану труби в разі врахування глобальних та локальних напружень без та за наявності дефектів.

5. На основі розроблених критеріїв та розрахункових методів оцінки напруженого стану труби з дефектами розроблено першу редакцію стандарту України (СОУ) «Магістральні газопроводи. Оцінювання міцності та залишкового ресурсу магістральних газопроводів з тріщиноподібними дефектами в зонах дефектів форми та недосконалостей зварних швів. Метод».

6. Виконано ризик-аналіз ділянок МГ «УПУ» і МГ «Прогрес» з метою оцінки поточного технічного стану труб та декларування безпеки, а також визначено ділянки першочергового діагностичного контролю в шурфах.

7. На основі виконаних узагальнень та рекомендацій можна констатувати, що досліджені ділянки МГ «УПУ» і «Прогрес», які знаходяться в зоні управління УМГ «Черкаситрансгаз», в цілому відповідають вимогам безпеки з огляду на відповідність вимогам чинних нормативних документів механічних характеристик матеріалу труб; невисоку швидкість росту прогресуючих дефектів; відносно невисокий рівень циклічності навантажування; невелику кількість дефектів, більшість з яких відносяться до категорії допустимих; високий для більшості виявлених під час ВТД дефектів розрахунковий термін реагування (ремонти, діагностика, моніторинг тощо) 7–10 років.

8. За діагностичним станом на 01.12.2010 ділянка МГ «УПУ» і «Прогрес» між КС «Софіївська» і КС «Гусятин» може бути допущена до подальшої експлуатації терміном на 5 років за умови дотримання Правил безпечної експлуатації МГ, чинних нормативних документів, які регламентують вимоги до об'єкту обстеження.

9. Завдання проекту виконано на основі розробленої на попередньому етапі програми «Ресурс» інформаційно-аналітичної системи для безперервного і періодичного моніторингу технічного стану магістральних трубопроводів [12], а резуль-

тати даної роботи впроваджені на ДП «Укртрансгаз».

1. Закон України «Про об'єкти підвищеної небезпеки» // Відомості Верховної Ради України (ВВР). — 2001. — № 15. — С. 73.
2. Про систему керування цілісністю магістральних трубопроводів. Поняття ризик-аналізу / В.В. Розгонюк, А.А. Рудник, І.В. Орніяк, С.Ф. Білик // Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ. — 2004. — № 3. — С. 120–125.
3. Науково-технічний звіт по роботі «Проведення комплексного аудиту технічного стану ділянки магістрального трубопроводу Долина–Россош». Етап 3 «Розрахунок міцності і надійності (імовірності відмови) ділянок трубопроводу. Оцінка ділянок трубопроводу за ознаками подібності, за критичними станами та наслідками відмов. Виконання ризик-аналізу трубопроводу та градація ділянок за ступенем небезпеки» (г/у № 11-332 від 9.04.2004 р.). — Київ, 2005. — 161 с.
4. Орніяк І.В., Бородій М.В., Батура А.С. Наукові і організаційні засади впровадження ризик-аналізу в практику управління цілісністю магістральних трубопроводів // Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин: Зб. ст. — Київ: ІЕЗ ім. Є.О. Патона НАН України, 2006. — С. 11–15.
5. Диагностирование и мониторинг стресс-коррозионных повреждений магистральных трубопроводов / А.Я. Красовский, И.В. Лохман, И.В. Орніяк, М.В. Бородій // Неразрушающий контроль в трубопроводном транспорте: Сб. докл. (Киев, 18 апр. 2012 г.). — Киев, 2012. — С. 3–18.
6. Красовский А.Я., Лохман И.В., Орніяк И.В. Оценка остаточного ресурса магистрального трубопровода, поврежденного стресс-коррозией // Остаточный ресурс и проблемы модернизации систем магистральных и промышленных трубопроводов: Сб. докл. междунар. науч.-техн. конф. (Киев, 12–13 апр. 2011 г.). — Киев, 2012. — С. 4–15.
7. Красовский А.Я., Лохман И.В., Орніяк И.В. Стресс-коррозионные разрушения магистральных трубопроводов // Пробл. прочности. — 2012. — № 2. — С. 23–43.
8. СНиП 2.05.06–85. Магистральные трубопроводы. Строительные нормы и правила. — М.: ЦИТП Госстроя СССР, 1985. — 52 с.
9. ДСТУ-Н Б В.2.3-21:2008. Магистральні трубопроводи. Настанова. Визначення залишкової міцності магістральних трубопроводів з дефектами. — Київ: Мінрегіонбуд, 2008. — 68 с.
10. Орніяк И.В., Лохман И.В., Богдан А.В. Определение характеристик кривой линии по дискретным точкам ее положения, заданных с ошибкой, с приложением к анализу напряжений в подземном трубопроводе // Пробл. прочности. — 2012. — № 3. — С. 10–14.
11. ASME B 31.8S–2001. Managing system integrity of gas pipelines. (Supplement to ASME B31.8). — 2002. — 66 р.
12. Інформаційно-аналітична система для безперервного і періодичного моніторингу технічного стану магістральних трубопроводів / А.Я. Красовський, І.В. Орніяк, С.А. Радченко, М.В. Бородій // Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин: Зб. ст. — Київ: ІЕЗ ім. Є.О. Патона НАН України, 2009. — С. 369–374.

ПРОЕКТ 6.2.1

Створення методики безперервного моніторингу корозійного стану трубопроводів на потенційно стрес-корозійно небезпечних ділянках з використанням інформаційних технологій

УДК 621.791:621.643.1/.2

РОЗРОБЛЕННЯ МЕТОДИКИ РОЗРАХУНКУ ІМОВІРНОСТІ КОРОЗІЙНОГО РОЗТРІСКУВАННЯ ВІД НАПРУЖЕННЯ ДІЛЯНКИ МАГІСТРАЛЬНОГО ГАЗОПРОВОДУ

Л.І. НИРКОВА¹, канд. хім. наук, С.О. ОСАДЧУК¹, інж., І.М. ШПІЛЬСЬКИЙ²

(¹Ін-т електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України,

²Директор ЗАО «Системзв'язок»)*

На основі теоретичних відомостей щодо стрес-корозійного розтріскування газопроводів та положень імовірності локально-електрохімічної теорії корозії визначено основні чинники, що сприяють виникненню та розвитку процесу корозійного розтріскування від напруження (КРН) магістральних газопроводів (МГ). Розроблено методику оцінювання загальної імовірності виникнення КРН на ділянці МГ за чисельними значеннями показників основних незалежних чинників: «корозія труби», «захист труби від корозії» та «механічне напруження». Приклад застосування розробленої методики продемонстровано шляхом обчислення імовірності КРН на ділянці МГ довжиною 21,6 км від компресорної станції (КС). Показано, що на ділянках, на яких за результатами попередніх обстежень відбувалися аварії внаслідок КРН, розрахована загальна імовірність КРН була «дуже високою», але при підтриманні активного та пасивного захисту відповідно до вимог ДСТУ 4219 імовірність корозійного розтріскування від напруження можна суттєво знизити.

Ключові слова: магістральний трубопровід, потенційна стres-корозійна небезпека ділянки магістрального газопроводу, корозійне розтріскування від напруження, імовірність корозійного розтріскування від напруження, чинники корозійного розтріскування від напруження

В основу розробленої методики покладена нова концепція комплексного обстеження й діагностики магістральних газопроводів (МГ), схильних до корозійного розтріскування від напруження (КРН). Згідно з цією концепцією аналіз даних проектно-виконавчої й експлуатаційної документації, даних наземного діагностування та лабораторних досліджень проводиться на базі формалізації наявних знань про причини стres-корозії, використання сучасних імовірнісно-статистичних підходів і методів експертного оцінювання. Аналіз теоретичних відомостей щодо стres-корозійного розтріскування газопроводів [1] та положень імовірності локально-електрохімічної теорії корозії показав, що для виникнення та розвитку процесу КРН необхідна наявність трьох основних чинників, а саме: «корозія труби», «захист труби від корозії», «механічні напруження». Основні та додаткові чинники, які застосовуються для обчислення імовірності виникнення КРН, наведено на рис. 1 та 2.

Треба звернути увагу, що додаткові чинники, визначені за даними проектної, виконавчої та експлуатаційної документацій, можуть відрізнятися від додаткових чинників, визначених за даними наземного діагностування та лабораторних досліджень. Так, для основного чинника «корозія труби» за даними проектної, виконавчої та експлуатаційної документації (рис. 1) додаткові чинники — це «тип ґрунту», «питомий електричний опір ґрунту», «технологія виробництва труб, сортамент та товщина стінки труби», «час експлуатації газопроводу», «відстань обстежуваної ділянки від компресорної станції по ходу газу». Для чинника «корозія труби» (рис. 2) за даними наземного діагностування та лабораторних досліджень додаткові чинники інші, а саме — «стres-корозійно небезпечні компоненти у ґрунті, у тому числі техногенного походження», «рН ґрунтового електроліту», «наявність біологічної активності ґрунту і виявлення мікробіологічної корозії», «електрохімічні шуми низької частоти та телуричні струми на ділянці корозія труби», «автомобільні і залізничні дороги, ЛЕП напругою більше 30 кВ у радіусі 1 км».

*Робота присвячена пам'яті зав. лабораторії корозії від. № 28, пров. н. с., д-ра техн. наук С.Г. Полякова.

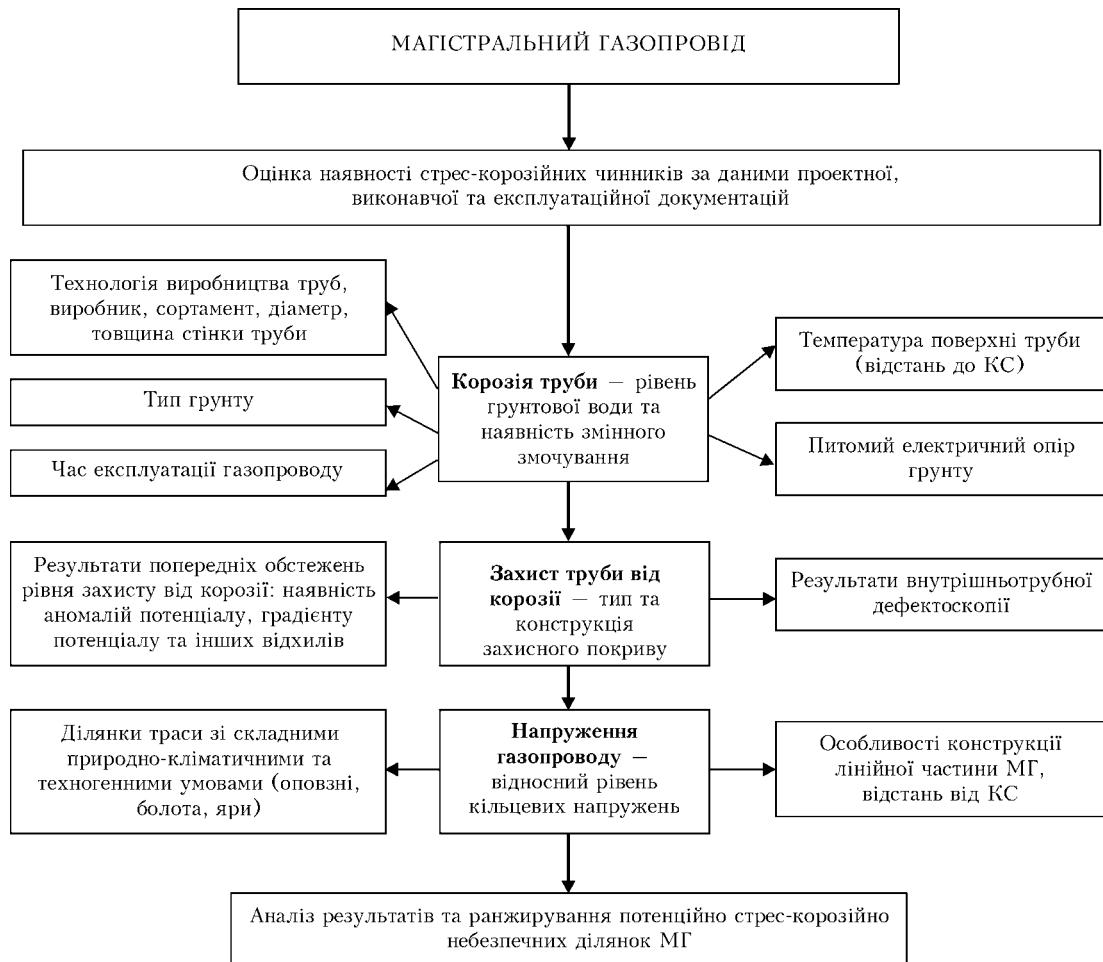


Рис. 1. Схема визначення потенційно стрес-корозійно небезпечної ділянки МГ за даними проектної, виконавчої та експлуатаційної документацій

Наприклад, для основного чинника «захист труби від корозії» за даними проектної, виконавчої та експлуатаційної документації (рис. 1) додатковими чинниками є «результати попередніх обстежень рівня захисту від корозії: наявність аномалій потенціалу, градієнту потенціалу та інших відхилень» та «результати внутрішньотрубної дефектоскопії». Додатковими для чинника «захист труби від корозії» (рис. 2) за даними наземного діагностування та лабораторних досліджень ці чинники інші – «електрохімічні потенціали: поляризаційний та сумарний з омічною складовою» та «швидкість залишкової корозії металу труби».

Тільки для основного чинника «механічні напруження» за даними проектної, виконавчої та експлуатаційної документації та за даними наземного діагностування та лабораторних досліджень додаткові чинники однакові (рис. 1, 2), а саме – «наявність складних природно-кліматичних та техногенних умов: ділянки МГ, що розташовані на болотах, заплавах рік, водотоках; ділянки з небезпечними ендогенними й екзогенними процесами (зсув, яроутворення, тектонічний розлам, карстоутворення, ерозія, просадні й пучинисті ґрунти), ділянки МГ зі складною конфігурацією в горизонтальній або вертикальній площині або в обох площинах одночасно, ділянки МГ, на яких є

відхилення від проектних рішень» та «особливості конструкції лінійної частини МГ: ділянки МГ, на яких є стики різновідхилень труб, виготовлені з трубних сталей різних марок, ділянки МГ, на яких є криві вставки, привантажувачі, переходи труб з одного діаметра на другий».

Мета обстеження полягає саме у визначенні рівнів інтенсивності та ефективності впливу цих чинників на ділянку газопроводу. Для визначення стрес-корозійної небезпеки ділянки МГ розроблено модель, яка ґрунтуються на тому, що стрес-корозійна небезпека обумовлена одночасною наявністю на обстежуваній ділянці трьох основних чинників КРН, які підсилюються низкою додаткових, і яким надані чисельні показники (вагові коефіцієнти) на основі статистичного аналізу стрес-корозійних пошкоджень за останній період. Слід відзначити, що чисельні показники для основних та додаткових чинників є рекомендованими та можуть уточнюватися по мірі накопичення досвіду щодо їх впливу на виникнення КРН. Для обчислення загальної імовірності схильності ділянки МГ до КРН розроблено комп’ютерну програму у редакторі Excel.

В розробленій методиці загальну імовірність потенційної стрес-корозійної небезпеки i -ої ділянки МГ R_i з урахуванням рекомендованих чисель-

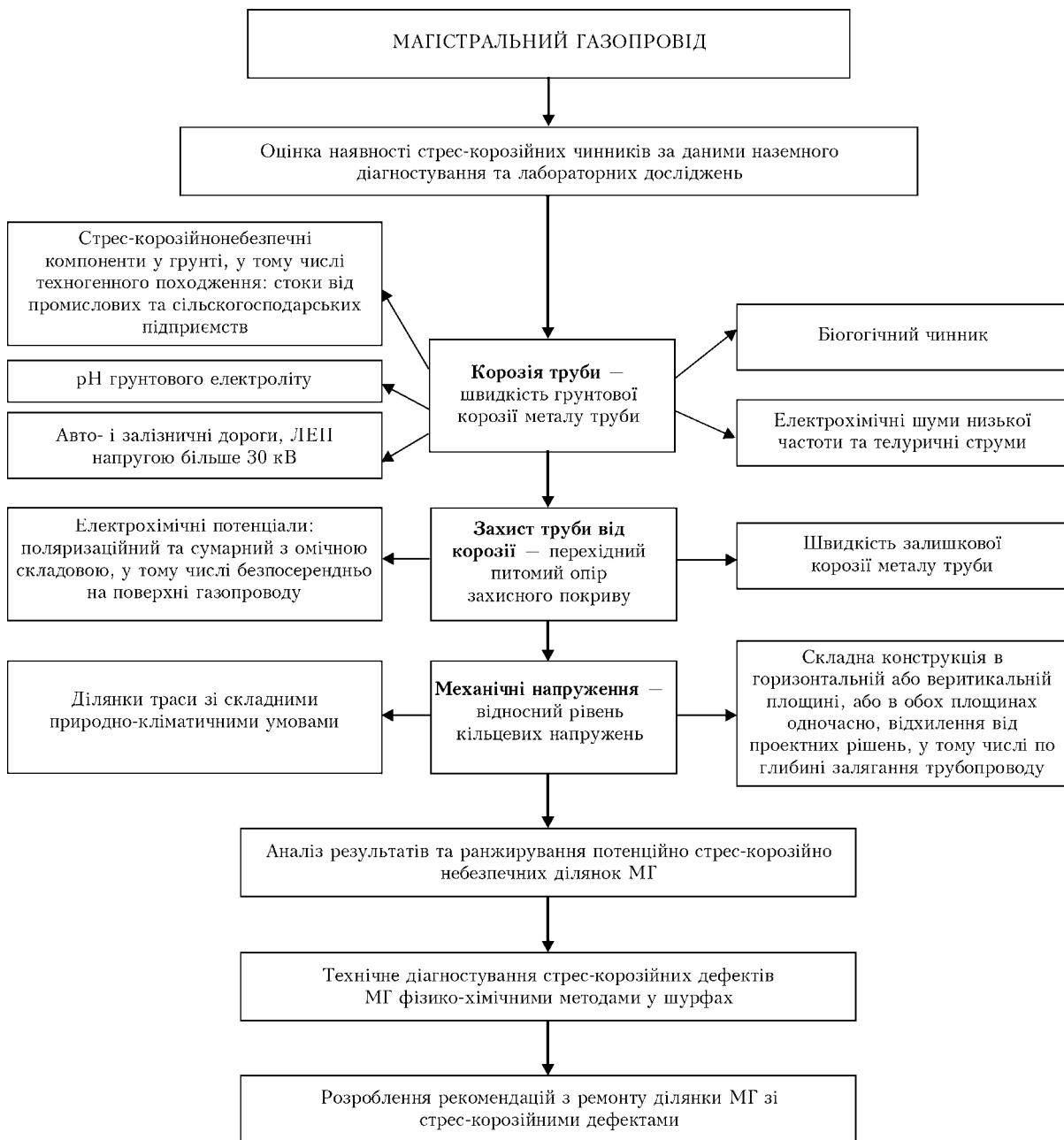


Рис. 2. Схема визначення схильності ділянки МГ до стрес-корозійного розтріскування за даними наземного діагностиування і лабораторних досліджень

них значень показників основних незалежних чинників r_{ji} : «корозія труби» C_i , «захист труби від корозії» Z_i та «механічне напруження» N_i запропоновано обчислювати, як добуток імовірностей КРН по кожному з цих чинників за формулою:

$$R_i = r_{Ci} r_{Zi} r_{Ni} = \prod_{j=1}^n r_{ji}^{(1 - \sum_{k=1}^m G_{jk})}, \quad (1)$$

де j — поточний номер одного з незалежних основних чинників; n — кількість незалежних основних чинників (у даному випадку три); G_{jk} — чисельні показники додаткових чинників, які впливають на відповідний основний чинник на i -ій ділянці r_{ji} ; k — поточний номер додаткового чин-

ника; m — кількість додаткових чинників, які впливають на відповідний основний чинник r_{ij} .

Модель, на який базується методика, припускає, що потенційна стрес-корозійна небезпека i -ої ділянки МГ буде відсутня, якщо хоча б один з основних незалежних чинників r_{ji} дорівнюватиме нулю: це можливо, коли немає корозійного впливу навколошнього середовища на трубу (абсолютно сухий ґрунт), або досягнуто ідеального захисту труби від корозії (ідеальний захист труби від навколошнього середовища), або повністю відсутні кільцеві напруження труби.

Для пошуку потенційно стрес-корозійних небезпечних ділянок на МГ треба виконувати комплекс робіт, за результатами яких визначають умови і чинники, що викликають КРН. Обстеження потенційно стрес-корозійно небезпечних ділянок

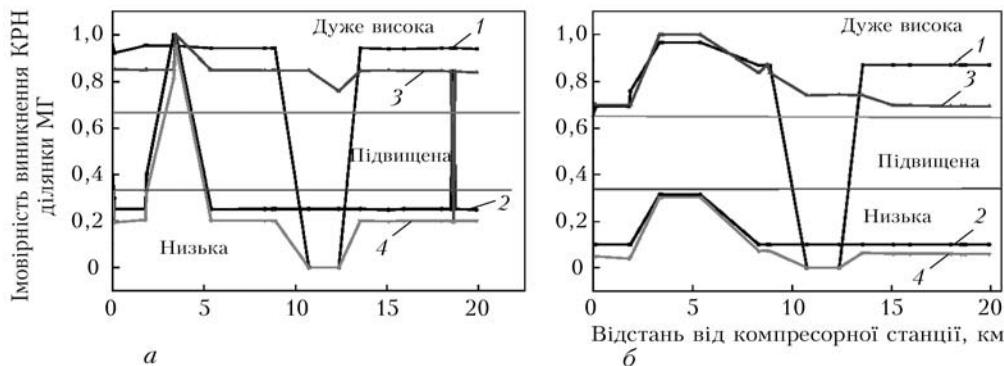


Рис. 3. Імовірність виникнення КРН на ділянці МГ довжиною 21, 6 км від КС за даними проектної, виконавчої та експлуатаційної документації (а) та за даними наземного діагностування та лабораторних досліджень (б): 1 – імовірність виникнення КРН за чинником «корозія труби»; 2 – «захист труби від корозії»; 3 – «механічні напруження»; 4 – загальна імовірність виникнення КРН

діючих МГ рекомендується виконувати у два етапи:

- проводять аналіз проектної, виконавчої та експлуатаційної документації;
- проводять наземне діагностування та лабораторні дослідження.

Послідовність робіт наведено на схемах (рис. 1 та 2). На першому етапі (рис. 1) необхідно оцінити наявність стрес-корозійних чинників на підставі аналізу даних проектної, виконавчої та експлуатаційної документації на різних ділянках МГ, розрахувати загальну імовірність КРН на різних ділянках МГ, проаналізувати розраховані загальні показники імовірності КРН і виявити ділянки, де імовірність є «дуже високою» з метою подальшого наземного діагностування. На другому етапі робіт на визначеніх згідно з першим етапом стрес-корозійно небезпечних ділянках проводять наземне діагностування згідно зі схемою (рис. 2).

Для визначення імовірності виникнення КРН на ділянці МГ оцінюють наявність стрес-корозійних чинників за даними наземного діагностування та лабораторних досліджень, обчислюють загальні показники імовірності виникнення КРН R_i ділянок МГ, аналізують обчислені загальні показники імовірності виникнення КРН R_i та виявляють ділянки, де імовірність є «дуже високою». Оцінювання потенційної небезпеки КРН ділянки МГ наведено у таблиці.

Максимальне можливе значення загальної імовірності КРН для ділянки МГ наближається до одиниці, що відповідає 100 %-ї потенційній стрес-корозійній небезпеці на ділянці. При зменшенні значення R_i імовірність КРН зменшується: якщо $R_i < 0,33$, то імовірність КРН обстежуваної ділянки «низька», якщо $0,33 \leq R_i < 0,67$ – «підвищена», якщо $R_i > 0,67$ – «дуже висока».

За результатами обстеження визначають потенційно небезпечні ділянки траси МГ і уточнюють їх граници. На підставі отриманих даних проводять ранжирування потенційно небезпечних стрес-корозійних ділянок за ступенем схильності до КРН для обґрунтування черговості проведення діагностування ділянок газопроводів у шурфах з ме-

тою виявлення можливих стрес-корозійних дефектів і наступного проведення ремонтних робіт. За необхідності технічне діагностування в шурфах застосовують як самостійний метод обстеження для виявлення можливих стрес-корозійних дефектів на потенційно стрес-корозійно небезпечних ділянках.

Приклад застосування розробленої методики наведено нижче. На підставі аналізу наявних даних проектної, виконавчої та експлуатаційної документацій і даних наземного діагностування та лабораторних досліджень обчислено імовірність виникнення КРН на ділянці МГ, розташованої на відстані 21,6 км від компресорної станції. Результати обчислення імовірності виникнення КРН на вищезазначеній ділянці за кожним з основних незалежних чинників та загальної імовірності наведені на рис. 3.

Згідно з розробленою методикою, за формулою (1) обчислено загальну імовірність потенційної стрес-корозійної небезпеки для ділянки МГ як добуток імовірностей за результатами чисельного визначення показників усіх відомих чинників з урахуванням рекомендованих значень їх вагових коефіцієнтів.

Загальна імовірність виникнення КРН для двох ділянок дорівнювала нулю. Такими ділянками були ділянки повітряного переходу через річку, тому значення чинника «корозія труби» r_{1i} , згідно з формулою (1), дорівнювало нулю. На двох ділянках загальна імовірність виникнення стрес-корозійного розтріскування була «дуже високою». Відомо, що за попередніми дослідженнями на цих ділянках відбулися дві аварії внаслідок КРН. Представлені результати показали, що розроблена методика на першому етапі робіт дозволила виявити ділянки з найвищою імовірністю виникнення КРН.

Оцінювання потенційної небезпеки КРН ділянки МГ

Значення загальної імовірності КРН для ділянки МГ R_i	Потенційна небезпека КРН ділянки МГ
$>0,67$	Дуже висока
$0,67–0,33$	Підвищена
$<0,33$	Низька

лила досить точно визначити ділянки МГ з підвищеною стрес-корозійною небезпекою та ранжирувати для наступного надzemного діагностування.

На другому етапі імовірність виникнення КРН за кожним з незалежних чинників ділянки МГ та загальну імовірність КРН ділянки МГ розраховували за даними наземного діагностування та лабораторних досліджень. Імовірність КРН обчислювали після ремонту вищевказаних ділянок та відновлення активного та пасивного захисту.

Розрахована загальна імовірність виникнення КРН для ділянок, на яких за даними проектно-експлуатаційної та виконавчої документації імовірність виникнення КРН визначалася як «дуже висока», була «низькою», незважаючи на високу імовірність КРН за двома чинниками — «корозія труби» та «механічні напруження». Це вказувало на те, що хоча ці ділянки є дійсно стрес-корозійно-небезпечними, але при підтриманні активного та пасивного захисту відповідно до вимог ДСТУ 4219 імовірність корозійного розтріскування від напруження суттєво знижується. Представлені результати свідчать, що розроблена методика дозволяє досить точно визначити ділянки підвищеної стрес-корозійної небезпеки.

Висновки

1. На основі аналізу теоретичних відомостей щодо стрес-корозійного розтріскування газопроводів та імовірності локально-електрохімічної теорії корозії визначено основні та додаткові чинники корозійного розтріскування від напруження. Показано,

що рівень інтенсивності та ефективності впливу цих чинників на ділянці газопроводу залежить від основних чинників та додаткових, які підсилюють інтенсивність основних.

2. Розроблено методику оцінювання загальної імовірності виникнення КРН на ділянці МГ за чисельними значеннями показників основних незалежних чинників: «корозія труби», «захист труби від корозії» та «механічне напруження».

3. Продемонстровано приклад застосування розробленої методики на підставі аналізу наявних даних проектної, виконавчої та експлуатаційної документації та даних наземного діагностування та лабораторних досліджень на ділянці МГ довжиною 21,6 км від КС. Згідно з розробленою методикою обчислено загальну імовірність виникнення КРН для ділянки МГ та визначено, що на ділянках МГ, на яких за результатами попередніх обстежень відбувались аварії внаслідок КРН розрахована загальна імовірність КРН була «дуже високою». Показано, що на небезпечних щодо виникнення КРН ділянках при підтриманні активного та пасивного захисту відповідно до вимог ДСТУ 4219 імовірність корозійного розтріскування від напруження можна суттєво знизити. Представлені результати свідчать, що розроблена методика дозволяє досить точно визначити місця підвищеної корозійної небезпеки.

1. Чвірук В.П., Поляков С.Г., Герасименко Ю.С. Електрохімічний моніторинг техногенних середовищ. — Київ: Академперіодика, 2007. — 323 с.
2. ДСТУ 4219-2003. Трубопроводи сталеві магістральні. Загальні вимоги до захисту від корозії.

ПРОЕКТ 6.2.2

Комплексна діагностика експлуатаційних умов, стану матеріалу і залишкового ресурсу магістральних трубопроводів

УДК 539.4:669.778

ЗАЛИШКОВА ДОВГОВІЧНІСТЬ ПРОБЛЕМНОЇ ДІЛЯНКИ МАГІСТРАЛЬНОГО ГАЗОПРОВОДУ «УРЕНГОЙ–ПОМАРИ–УЖГОРОД»

Чл.-кореспонденти НАН України О.Є. АНДРЕЙКІВ¹, Р.М. КУШНІР¹, О.Т. ЦИРУЛЬНИК², канд. техн. наук

(¹Ін-т прикладних проблем механіки і математики ім. Я.С. Підстригача НАН України,

²Фізико-механічний ін-т ім. Г.В. Карпенка НАН України)

Виявлено, що ґрутове середовище аварійної ділянки магістрального газопроводу характеризується як «near-neut-ral» ($\text{pH} < 8$) з середньою, а в деяких випадках і високою (більше 0,3 мм/рік) корозійною активністю. Тривала експлуатація (23 роки) знижує переважно статичну тріщиностійкість сталей X60 і X70, тоді як наводнювання за потенціалу катодного захисту різко посилює їхню схильність до корозійно-механічного руйнування і за статичного і циклічного навантажень. Сталь X70 чутливіша до негативного впливу експлуатації наводнювання порівняно зі сталлю X60. Розраховано залишковий ресурс ділянки магістрального газопроводу «Уренгой–Помари–Ужгород» з урахуванням наводнювання стінки трубопроводу.

Ключові слова: сталі магістрального газопроводу, тривала експлуатація, тріщиностійкість, корозія, корозійно-механічне руйнування, залишковий ресурс

Для України проблема захисту від корозії магістральних газопроводів (МГ) є актуальною, оскільки їх руйнування пов'язано з порушенням забезпечення споживачів газом, втратою транспортованих продуктів, завданням великих матеріальних збитків та екологічної шкоди довкіллю, а через специфіку галузі може стати і причиною пожеж, вибухів, виходу з ладу та знешкодження коштовного обладнання, травмування та загибелі людей [1]. Крім того, магістральними трубопроводами транспортують газ у європейські країни, що важливо і з огляду інтеграції України в Європейське Співтовариство.

За даними ВАТ ІВП «ВНІПІТРАНСГАЗ» лінійна частина газопровідної системи України є найбільш застарілою в Європі. Зокрема, 40 % газопроводів експлуатують більше 20 років; 29 % – понад 30 років; 30 % – 35–50 років та 0,1 % – понад 50 років. За аналізом аварійності газопроводів упродовж 1965–1990 рр. встановлено, що головними причинами аварій були дефекти зварювання (27,5 %), корозія (26,8 %), заводський брак (19,7 %), механічні пошкодження (16,4 %) та інше (9,6 %) [2]. Через часті розриви трубопроводів необхідні нові технічні рішення, щоб забезпечити їхню надійну експлуатацію, підвищити довговічність й стабільність функціонування [3].

Результати польового обстеження ділянки МГ «Уренгой–Помари–Ужгород». Обстежували аварійну ділянку МГ діаметром 1420 мм загальною довжиною 21,6 км, яку ввели в експлуатацію в

1982 р. (термін експлуатації – 23 роки). Газопровід побудований з труб двох виробників: зі сталі X60 (Японія, товщина стінки труби 18,7 мм) і X70 (Харцизький трубний завод, товщина стінки 15,7 мм).

Згідно з гідрографією місцевість характеризується дрібними струмками, зволоженими заболоченими ділянками, а також сезонними потоками в балках, які влітку пересихають. Ґрутові води погребують переважно нижче глибини залягання газопроводу. Ґрунт: суглинки та супісі тверді й лесовинні. Трубопровід знаходився під катодним захистом: поляризаційний потенціал на обстежуваній ділянці підтримувався на рівні $-1,3$ В відносно мідно-сульфатного електрода порівняння. Склад транспортованого газу: 98,6 % CH_4 ; 0,1 % C_2H_6 ; 0,5 % CO_2 ; 1,3 % N_2 .

Методичні аспекти експериментальних досліджень. Вивчали сталі X60 і X70 труб запасу і експлуатованих упродовж 23 років. Стандартні механічні характеристики визначали розтягом циліндричних п'ятикратних зразків, статичну тріщиностійкість K_{IC} – методом J -інтеграла [4], циклічну тріщиностійкість (частота навантаження 10 і 0,3 Гц на повітря та у середовищі відповідно, асиметрія циклів 0,1) – розтягом компактних зразків 0,5СТ товщиною 8 мм. Будували кінетичні діаграми втомного руйнування (КДВР) – залежності швидкості росту втомної тріщини V від розмаху коефіцієнта інтенсивності напружень (КІН) ΔK з визначенням порога циклічної тріщиностійкості ΔK_{th} та циклічної в'язкості руйнування ΔK_{fc} [5].

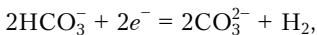
Швидкість корозії P (мм/рік) встановлювали методом поляризаційного опору: в польових умовах за допомогою системи корозійного моніторингу ма-

гірстральних трубопроводів СКМТ, у лабораторних умовах у водних витяжках ґрунту — корозиметром УИСК-101. Метод полягає у вимірюванні струму ΔI внаслідок поляризації електродів давача (зміщення потенціалу ΔE на 0,01 В). Струм корозії обчислювали за формулою

$$i_k = \frac{2B}{S_e} \frac{\Delta I}{\Delta E}, \quad (1)$$

де B — константа середовища; S_e — площа електрода. У діапазоні середніх значень робочих температур від -20 до +80 °C константа $B = 332$ (Ом·см²)·(мм/рік). Значення водневого показника (рН) водних витяжок ґрунту визначали універсальним іономіром ЭВ-74 за кімнатної температури. Потенціали корозії трубної сталі у водних витяжках ґрунту вимірювали високоомним вольтметром відносно хлор-срібного електрода порівняння, потенціал якого приблизно на 0,1 В від'ємніший, ніж мідно-сульфатного.

Випробовували також у модельному ґрунтовому розчині NC₄ (мг/л): 122 KCl, 483 NaHCO₃, 181 CaCl₂, 131 MgSO₄·7H₂O; pH 5,8–6,9 [6]. Визначали швидкість корозії гравіметричним методом, опір корозійному розтріскуванню — розтягом гладких циліндричних зразків і зразків з тріщиною (методом J -інтеграла), а також параметри корозійно-циклічної тріщиностійкості. Оскільки трубопровід знаходився під катодним захистом (-1,3 В відносно мідно-сульфатного електрода порівняння), а катодна деполяризація в ґрунтових середовищах протікала за реакцією відновлення гідрокарбонат-іонів [7]



то виділений водень може абсорбуватися металом і викликати його окрихчення. Тому корозійно-механічні випробування виконували за поміркованого електролітичного наводнювання (катодної поляризації при $E_n = -1,2$ В відносно хлор-срібного електрода порівняння), що моделювало умови катодного захисту трубопроводу. Гладкі зразки розтягували зі швидкістю деформації робочої частини — 10^{-6} с⁻¹ [8], оцінюючи схильність до корозійного розтріскування за механізмом водневого окрихчення за зміною середовищем відносного звуження ψ_n . Компактні зразки навантажували зі швидкістю переміщення активного тримача 10 мкм/год, визначаючи пороговий КІН, який відповідав старту попередньо виведеної втомної тріщини. Крім того, після завершення випроб за виявленням корозійним підростанням тріщини і часом після її старту визначали середню швидкість росту тріщини V_n .

Результати випроб. Визначити швидкість корозії безпосередньо на місці аварії не вдалося, оскільки після ремонту газопроводу ґрунт повністю змінив властивості та склад. Тому вимірювали вліво та вправо від аварійної ділянки на відстані 10 та 15 м, а також в шурфі глибиною 1,5 м безпосередньо над газопроводом. Значення швидкості корозії металу газопроводу знаходилися в діапазоні від 0,09 до 0,36 мм/рік. Відповідно до п'ятибальної шкали корозійної тривкості металів ґрунтовому се-

редовищу властива середня корозійна активність, а в деяких випадках і висока (більше 0,3 мм/рік).

Для порівняння з результатами польового обстеження визначали корозійну тривкість трубних сталей у водних витяжках ґрунту, відібраних з місця прокладання МГ. Їх рН становив 7,7–7,8, що близько до модельного ґрунтового розчину NS₄. Значення потенціалу корозії експлуатованої сталі X70 у водній витяжці ґрунту швидко (за 1 год) досягає 0,690–0,700 В і впродовж наступних 100 год вимірювань практично не змінюється. Подібну часову залежність отримано і для її швидкості корозії, визначені електрохімічним методом. Вона стабілізується на рівні 0,066 мм/рік, що менше від результатів польових досліджень і вказує на недовоночку корозійної агресивності ґрунтового середовища за лабораторних випробувань у водній витяжці ґрунту.

Вплив експлуатації на корозійну тривкість металу газопроводу досліджували гравіметричним методом після експозиції зразків у модельному розчині NS₄ впродовж 30 діб. Сталі X60 у вихідному стані властивий суттєво менший опір корозії (0,058 мм/рік) порівняно зі сталлю X70 (0,043 мм/рік). Експлуатація посилює швидкість корозії обох сталей, особливо це стосується сталі X60 (0,087 мм/рік). Загалом можна відзначити, що значення швидкості корозії сталей у водній витяжці ґрунту близькі до отриманих під час досліду в модельному розчині водного конденсату МГ [8].

Сталь X60 проти сталі X70 має істотно нижчу міцність, а отже, вищі пластичність та тріщиностійкість (табл. 1). Експлуатація впродовж 23 років дещо зменшила міцність і пластичність сталі X60 і практично не вплинула на ці характеристики сталі X70. Однак вона суттєво знижила їх опір крихкому руйнуванню; особливо суттєво впало КІС сталі X70.

Сталі X60 також властива вища ΔK_{fc} порівняно із сталлю X70 (табл. 1). Менша різниця у значеннях ΔK_{th} , однак із ростом ΔK у припороговій області різниця у швидкостях росту втомної тріщини зростає. Експлуатація не так відчутно впливає на циклічну тріщиностійкість, як на статичну. Вона практично не змінює швидкість росту втомної тріщини на ділянці Періса обох сталей, а також у припороговій області для сталі X60. Однак суттєво понижує ΔK_{th} сталі X70, а також ΔK_{fc} обох сталей.

Помірковане наводнювання гладких зразків експлуатованих сталей спричиняє різке падіння їх пластичності за повільного розтягу (табл. 2), що свідчить про високу схильність металу до корозійного розтріскування за механізмом водневого окрихчення. На сталь X70, якій властива низька пластичність, суттєвіше впливає наводнювання. Істотніший його вплив під час випроб зразків з тріщиною. Порогове значення КІН сталі X60 порівняно із випробами на повітрі КІС падає вдвічі, а сталі X70 — майже втрічі. Сталі X70 властива і суттєво вища середня швидкість корозійно-статичного росту тріщини.

Наводнювання суттєво змінює характеристики корозійно-циклічної тріщиностійкості в припорого-

Таблиця 1. Механічні властивості трубних сталей

Марка сталі	$\sigma_{0,2}$, МПа	σ_s , МПа	ψ , %	δ , %	K_{IC} , МПа \sqrt{m}	ΔK_{th} , МПа \sqrt{m}	ΔK_{fc} , МПа \sqrt{m}
X60	456 / 425	585 / 545	82 / 73	26 / 23	294 / 231	9,0 / 8,9	105 / 94
X70	592 / 590	675 / 682	63 / 57	21 / 20	231 / 149	7,7 / 6,2	91 / 70

Примітка. В чисельнику наведено дані для труб запасу, в знаменнику — для експлуатованих труб.

Таблиця 2. Корозійно-механічні характеристики експлуатованих сталей

Марка сталі	ψ_H , %	K_{IH} , МПа \sqrt{m}	V_{Hmech} , мм/год	ΔK_{thc} , МПа \sqrt{m}	ΔK_{scc} , МПа \sqrt{m}	V_{scc} , м/цикл
X60	38	101	0,0017	9,0	9,8	$5,6 \cdot 10^{-7}$
X70	29	57	0,0055	6,2	7,3	$2,1 \cdot 10^{-6}$

вій області КДВР та на початку ділянки Періса (табл. 2). Характерною особливістю КДВР є чітко виражені плато незалежності швидкості росту втомної тріщини від розмаху ΔK , які відтворюють чутливість сталей до корозійно-статичного росту тріщини. Менша корозійно-циклічна тріщиностійкість сталі X70, а також експлуатованого металу, проявилася і в нижчих значеннях порога корозійної втоми ΔK_{thc} , розмаху КІН початку плато ΔK_{scc} і швидкості росту втомної тріщини V_{scc} , яка відповідає цьому плато.

Для визначення залишкового ресурсу елементів конструкцій з тріщинами, що працюють у корозійних середовищах, необхідно встановити залежність швидкості росту тріщини від параметрів пружно-пластичної електрохімічної ситуації у вершині тріщини.

Тріщина під дією статичного навантаження і віденьвмісного корозійного середовища розвивається [9] як безперервне чергування двох взаємозв'язаних стадій: електрохімічної, тривалої в часі і стрибкоподібного поширення тріщини. Впродовж першої тріщина поглибується внаслідок анодного розчинення на величину $\Delta l_{cor}(t)$. Ця стадія триває до моменту t_* , коли концентрація водню C_H у зоні передруйнування досягне критичного для цього напруження значення. В момент $t = t_*$ тріщина стрибкоподібно просунеться на віддаль Δl_{mech} , що рівна довжині зони, в якій концентрація водню перевищила критичну. Тоді швидкість її руху

$$V = V_{Hmech} + V_{cor} = (\Delta l_{Hmech} + \Delta l_{cor}) / t_*. \quad (2)$$

Оскільки кінетична діаграма корозійно-статичного росту тріщини характеризується платоподібною ділянкою — після старта тріщини її швидкість росту практично не залежить від біжучого значення K_I , то з невеликою похибкою можна вважати, що тріщина поширюється весь час з постійною швидкістю і довговічність

$$t_* = (h - l_0)V, \quad (3)$$

де h — товщина стінки трубопроводу; l_0 — початкова глибина напівеліптичної тріщини.

Використовуючи значення V_{Hmech} з табл. 2 і схему розрахунків V_{cor} , подану раніше [9], за співвідношеннями (2), (3) визначили залишкову довговічність ділянки трубопроводу з напівеліптичною

тріщиною залежно від її початкової глибини в умовах ґрунтової корозії з урахуванням і без наводнення стінки (див. рис. 1) за її статичного механічного навантаження.

Кінетику поширення корозійно-втомної тріщини довільної конфігурації можна описати рівнянням [10]

$$\frac{dS}{dN} = \frac{\alpha(1-R)^4 \left[\int_L K_I^4 \max dl - \left[K_{th}^2 + K_{thk}^2 \int_L K_I^{-2} \max dl (K_{thk}^2 - K_{th}^2) \right] \right]}{4\sigma_r E (K_{fc}^2 - B \int_L K_I^{-2} \max dl - \int_L K_I^2 \max dl)}, \quad (4)$$

де α , B — характеристики втомного руйнування матеріалу, які визначають із експерименту; R — коефіцієнт асиметрії циклу; $K_I \max$ — максимальне значення КІН за цикл; K_{fc} — його критичне значення; K_{th} , K_{thk} — порогові значення КІН, нижче яких тріщина не підростає; dl — зміна довжини дуги вздовж контура L ; S — площа тріщини.

Для складних конфігурацій контура тріщин розв'язок кінетичного рівняння (4) пов'язаний зі значними математичними труднощами. Для їх усунення і спрощення розв'язку задачі застосуємо метод еквівалентних площ [11], згідно з яким кінетика зміни площи довільної тріщини з випуклим контуром близька до кінетики кругової тріщини такої ж

t_* , роки

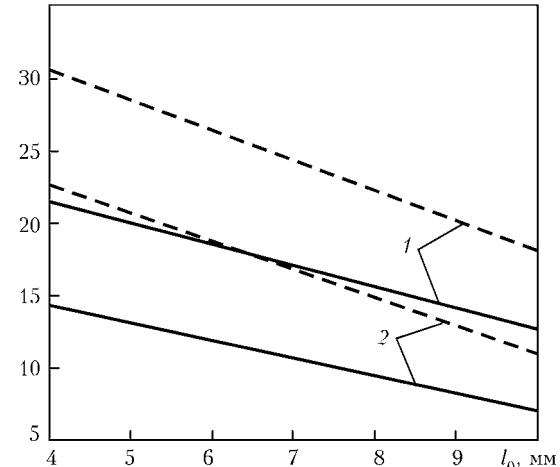


Рис. 1. Залежність залишкової довговічності ділянки МГ зі сталі X60 (криві 1) і X70 (криві 2) від початкового розміру дефекту за статичного її навантаження без урахування наводнення стінки труби (штрихова) та з урахуванням (суцільна)

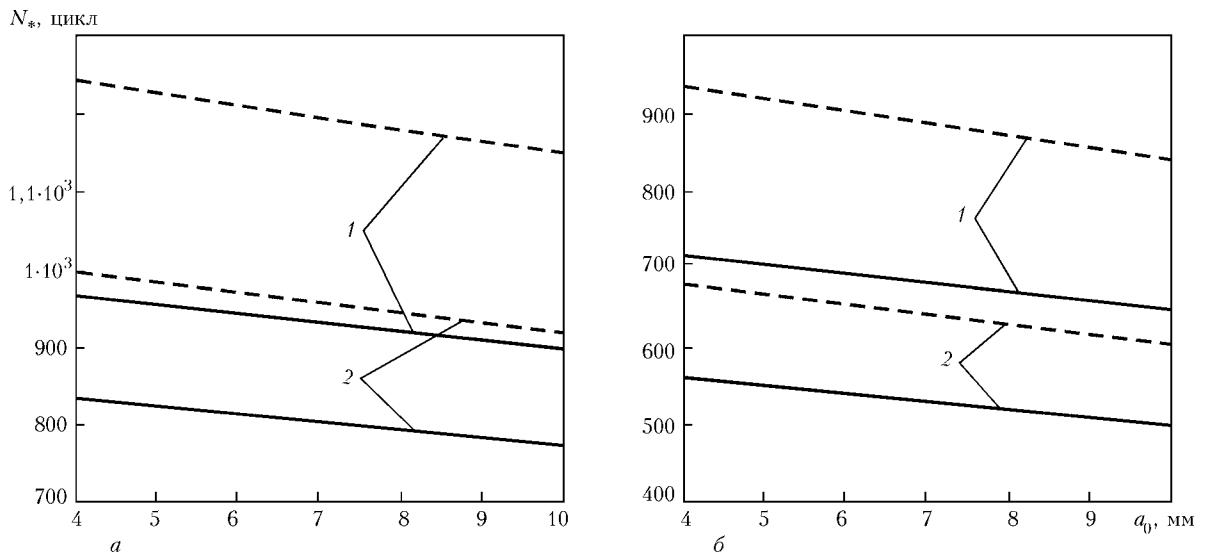


Рис. 2. Залежність залишкової довговічності ділянки МГ зі сталей X60 (криві 1) і X70 (криві 2) від початкового розміру дефекту за циклічного її навантаження: а — труба запасу; б — експлуатована труба; штрихова лінія — без урахування наводнювання стінки труби; сухільна — з урахуванням

площі S . На основі цього рівняння (4) можна записати так:

$$\frac{da}{dN} = \frac{\alpha(1-R)^4 \left\{ K_{I \max}^4 - [K_{th}^2 + K_{thk} K_{I \max}^{-2} (K_{thk}^2 - K_{th}^2)] \right\}}{4\sigma_t E (K_{fc}^2 - BK_{I \max}^2 - K_{I \max}^2)}, \quad (5)$$

$$N = 0, \quad a(0) = a_0; \quad N = N_*, \quad a(N_*) = a_*, \quad (6)$$

де $a = \sqrt{S/\pi}$ — радіус півколої тріщини, площа якої дорівнює площі напівеліптичної тріщини на внутрішній стінці газопроводу; $K_{I \max} = 2\sigma\sqrt{a}/\pi$. Тоді період $N = N_*$ докритичного росту корозійно-втомної тріщини:

$$N_* = \int_{a_0}^{a_*} V^{-1}(a) da, \quad (7)$$

де a_0, a_* — відповідно початковий і критичний радіуси тріщини. За експериментальними діаграмами $da/dN - \Delta K$ (рис. 2) і співвідношенням (4) визначили константи α і B .

Розв'язавши рівняння (5) за крайових умов (6), визначили залишкову довговічність (період докритичного росту тріщини) ділянки МГ залежно від початкової глибини тріщини за умов грунтової корозії з урахуванням і без наводнювання стінки (рис. 2). Як бачимо, наводнювання стінки трубопроводу більш ніж на 20 % зменшує його залишкову довговічність.

Заключення

В місці аварії максимальна швидкість корозії металу газопроводу досягала 0,36 мм/рік, що характеризує ґрунтовий розчин аварійної ділянки як середовище з високою корозійною активністю. Внаслідок тривалої експлуатації (23 роки) знизилися показники міцності й пластичності сталі X60 і практично не змінилися сталі X70. Однак суттєво

знизвся їх опір крихкому руйнуванню, особливо тріщиностійкість сталі X70. Помірковане наводнювання гладких зразків спричиняє різке падіння їх пластичності, що свідчить про високу схильність сталей до корозійного розтріскування за механізмом водневого окрихчення, особливо сталі X70, якій властиві нижчі показники пластичності й на повітря. Вплив водню відчутий під час випробувань зразків з тріщиною: порогове значення корозійно-статичної тріщиностійкості сталі X60 порівняно із випробуваннями на повітря падає вдвічі, а сталі — X70 майже втрічі. Також наводнювання суттєво погіршує характеристики корозійно-циклічної тріщиностійкості в припороговій області КДВР та на початку ділянки Періса. Розраховано залишковий ресурс ділянки МГ. Внаслідок наводнювання металу трубопроводу зменшується залишкова довговічність труби запасу до 20 %, тоді як експлуатованої — до 50 %. Залишкова довговічність труби, виготовленої зі сталі X60, за експлуатаційних умов розглядуваної ділянки є вища, тому на таких ділянках доцільніше встановлювати труби зі сталі X60.

1. Розгонюк В.В. Трубопровідний транспорт природного газу. — К.: КНУ, 2008. — 304 с.
2. Корнієнко С., Корбутяк О. Проблеми впливу ґрунтового середовища на корозію магістральних газопроводів України // Вісн. Київ. нац. ун-ту ім. Тараса Шевченка. Геологія. — 2009. — № 46. — С. 42–43.
3. Крижанівський Є.І., Никифорчин Г.М. Корозійно-воднева деградація нафтових і газових трубопроводів та її запобігання: Наук.-техн. посібник: у 3 т. — Т. 1: Основи оцінювання деградації трубопроводів. — Івано-Франківськ: Івано-Франк. нац. техн. ун-т нафти і газу, 2011. — 455 с.
4. Standard test method for J-integral characterization of fracture toughness. ASTM. E 813 // Annual Book of ASTM Standards. — 2012, July. — P. 713–727.
5. РД-50-345-82. Розрахунок і випробування на прочност. Методи механіческих випробувань металлов. Определение характеристик трещиностойкости (вязкости разрушения) при циклическом нагружении. — М.: Изд-во стандартов, 1983. — 96 с.
6. Zheng W., Elboujdaini M., Revie R.W. Stress corrosion cracking in pipelines // Stress corrosion cracking. Theory and practice / Ed. V.S. Raja, Tetsuo Shoji. — Cambridge: Woodhead publ. Ltd., 2011. — P. 749–771.

7. МР 185–86. Расчеты и испытания на прочность. Методы испытаний на склонность к коррозионному растрескиванию сталей и сплавов в жидких средах. — М.: ВНИИИМаш, 1986. — 51 с.
8. Вплив експлуатації сталі Х52 на корозійні процеси у модельному розчині газового конденсату // О.Т. Цирульник, З.В. Слободян, О.І. Звірко та ін. // Фізико-хімічна механіка матеріалів. — 2008. — № 5. — С. 88–99.
9. Гембара О.В., Андрейків О.Є. Вплив наводнювання стінок нафтових та газових трубопроводів на їх ґрутову корозію і довговічність // Там же. — 2011. — № 5. — С. 27–34.
10. Сакара А.О., Банахевич Ю.В. Розрахункова модель до-критичного росту корозійно-механічних тріщин у металевих пластинах // Там же. — 2010. — № 3. — С. 23–29.
11. Андрейків А.Е., Дарчук А.І. Усталостное разрушение и долговечность конструкций. — Київ: Наук. думка, 1992. — 184 с.

ПРОЕКТ 6.3.1

Розробка методології та заходів щодо забезпечення надійної експлуатації магістральних газопроводів у районах шахтних виробіток

УДК 539.4

МЕТОДИ ОЦІНКИ ДЕФЕКТІВ ФОРМИ КІЛЬЦЕВИХ ЗВАРНИХ З'ЄДНАНЬ ТРУБОПРОВОДІВ В РАЙОНАХ ШАХТНИХ ВИРОБІТОК

С.А. РАДЧЕНКО, канд. техн. наук, **І.В. ОРИНЯК**, д-р техн. наук, професор, **А.В. БОГДАН**, канд. техн. наук
(Ін-т проблем міцності ім. Г.С. Писаренка НАН України)

Стаття присвячена розробці методів розрахунку напруженого стану трубопроводів з дефектами кільцевих зварних з'єднань, що є важливим при оцінці технічного стану та формуванні заходів по забезпеченню безпечної експлуатації трубопроводів, які знаходяться в зоні шахтних виробіток. З цією метою створено аналітичний підхід до визначення коефіцієнтів концентрації напружень в пружній постановці для осесиметричної моделі трубопроводу. Порівняння наших даних з результатами, отриманими в середовищі ANSYS, підтвердило як коректність аналітичних методів, так і правомірність застосування лише осесиметричної моделі трубопроводу в інженерних розрахунках. За результатами чисельного моделювання напруженого стану трубопроводу в пружно-пластичній постановці зроблено висновок про можливість використання моделей граничного пластичного стану при значних рівнях прикладених номінальних напружень. Сформульовано систему дій щодо оцінки технічного стану та розробки рекомендацій по забезпеченню безпечної експлуатації трубопроводів в зоні шахтних виробіток.

Ключові слова: трубопровід, зварне з'єднання, шахтні виробітки, напружене-деформований стан, дефект, нестівність

Статистика свідчить, що близько 10 % руйнувань магістральних трубопроводів відбувається внаслідок деформації ґрунтів, що призводить до гільйотинного (повного) руйнування трубопроводу та супроводжується значними матеріальними збитками та соціальними наслідками. Враховуючи те, що в Україні знаходиться близько 26 територій, де трубопроводи проходять в зоні шахтних виробіток, завдання забезпечення безпечної експлуатації трубопроводів в таких районах є актуальним. При оцінці міцності такого трубопроводу для розрахунку напружень необхідно враховувати не лише експлуатаційні навантаження (внутрішній тиск, температурний перепад), а й додаткові згинальні моменти, викликані поперечними зсувами ґрунту (у вертикальній та горизонтальній площині) та додаткові осьові зусилля від поздовжніх зсувів ґрунту. Проте зазвичай вплив поперечних зсувів ґрунту не враховують [1], оскільки вони діють на

дуже довгій ділянці трубопроводу і не призводять до помітного викривлення його осі. Вказаний факт також має відображення у нормативних документах на проектування трубопроводів. Так, в роботі [2] наводиться вираз для оцінки додаткових поздовжніх напружень у трубопроводі, що знаходиться в зоні шахтних виробіток

$$\sigma_N = 1,57 \frac{E\lambda}{l}, \quad (1)$$

де E — модуль Юнга; λ — максимальні переміщення трубопроводу, викликані зсувами ґрунту; l — довжина ділянки деформації трубопроводу з урахуванням ділянки, що знаходиться за межами мульди зсуву ґрунту. Для визначення переміщень трубопроводу λ в нормах [2] наведено формулу, що залежить від механічних властивостей ґрунту та інтенсивності зсуву.

Однак, як зазначено в роботах [3, 4], правильний аналіз напружене-деформованого стану трубопроводу в зоні впливу зсувів ґрунтів можливий лише із застосуванням методів, що враховують геометричну нелінійність деформування трубопроводів, і практично ніколи, за виключенням елемен-



Рис. 1. Втрата стійкості магістрального газопроводу після розкопок, виконаних як заходи по забезпеченням безпечної експлуатації під час проходження шахтної лави

тарних випадків взаємодії трубопроводу та ґрунту, не може бути вирішений аналітичними методами. З цією метою в роботах [3, 4] розроблено спеціалізований програмний комплекс, призначений для аналізу напруженого стану трубопроводу в складних геотермічних умовах.

Що стосується оцінки допустимості розрахованих поздовжніх напружень за формулою (1), то в роботі [2] дано критерій, який ґрунтуються на недопущенні пластичних деформацій трубопроводів, тобто максимальна деформація не повинна перевищувати 0,2 %. Застосування цієї консервативної вимоги часто на практиці може привести до необхідності виконання непотрібних заходів по забезпеченням безпечної експлуатації трубопроводу, таких як, наприклад, розкопка трубопроводу, що в свою чергу може спричинити втрату стійкості, якщо в зону розкопки потрапить ділянка трубопроводу зі стискаючими напруженнями (рис. 1). В зарубіжній літературі частіше застосовують менш консервативні деформаційні критерії, які дозволяють деформаціям труби досягати 2 % в пружній постановці розв'язку задачі (тобто перевищувати межу текучості матеріалу) [5]. В цьому випадку основні вимоги стосуються якості зварних з'єднань, які повинні бути міцнішими за основний матеріал і витримувати діючі навантаження.



Рис. 2. Зовнішній вигляд зразків, виготовлених з кільцевого зварного з'єднання магістрального газопроводу-відводу до м. Тернівка

Зважаючи на викладене, метою даної роботи є розробка методів та формулювання критеріїв щодо міцності кільцевих зварних з'єднань під дією розтягуючих поздовжніх зусиль та при наявності дефектів. Найбільш розповсюдженими дефектами кільцевих зварних швів трубопроводів є неспіввісноті, які виникають через неякісне виконання зварювальних робіт під час монтажу трубопроводу або при з'єднанні трубних секцій з відхиленням форми поперечного перерізу від ідеальної колової траекторії (рис. 2). Правила монтажу трубопроводів регламентують максимально допустимі значення зміщення крайок кільцевих зварних швів, однак в літературі відсутні методики оцінки концентрації напружень за наявності таких дефектів. Зважаючи на це в даній роботі представлені методи оцінки концентрації напружень для дефектних з'єднань за наявності осьової і кутової неспіввісності за аналітичним пружним і чисельним пружнопластичним аналізом із застосуванням методу скінченних елементів (програма ANSYS).

Пружний аналіз концентрації напружень в зоні з'єднання труб за наявності неспіввісності. *Постановка задачі та її розв'язок.* Розглянемо напруженій стан труби, що складається з двох секцій, з'єднаних кільцевим швом, який містить осьову та кутову неспіввісноті. Розрахункова схема та додатні напрямки діючих зусиль показані на рис. 3. Додатним напрямком осьової неспіввісності вважається такий, що зміщує частину II відносно частини I в додатному напрямку по осі переміщень w . Додатним напрямком кута для кутової неспіввісності вважається напрямок, що співпадає з напрямком на схемі при повороті частини I відносно частини II.

Розв'язок задачі зводиться до розв'язку диференційного рівняння

$$D \frac{d^4 w}{dx^4} = q(x), \quad (2)$$

де $D = \frac{Eh^3}{12(1-\mu^2)}$ — циліндрична жорсткість труби; E — модуль пружності матеріалу труби; μ — коефіцієнт Пуассона; h — товщина стінки труби; $q(x)$ — погонне навантаження. Границі умови для розглянутої схеми розрахунку такі:

$$w_I = w_{II}; \theta_I = \theta_{II}; M_I + \Delta M = M_{II}; Q_I = Q_{II}.$$

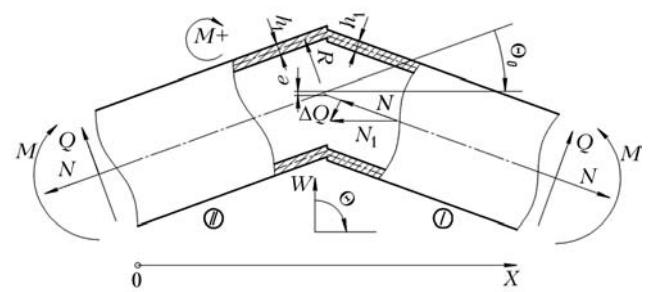


Рис. 3. Розрахункова схема осьової та кутової неспіввісності зварного з'єднання

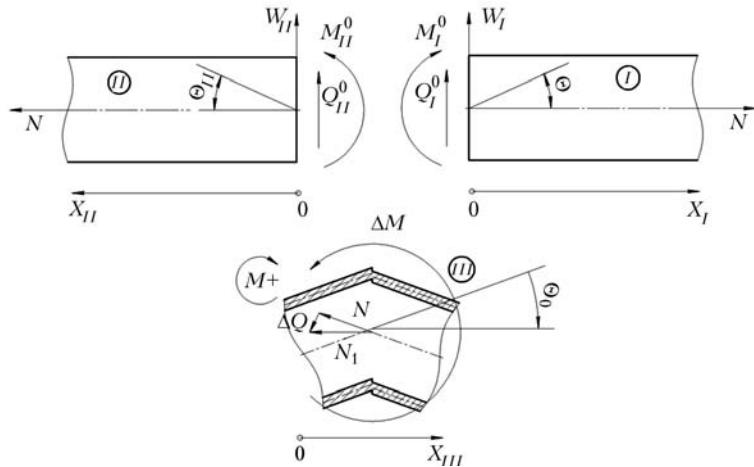


Рис. 4. Елементи розрахункової схеми

Розв'язок рівняння (2) представляється у вигляді співвідношень

$$\begin{aligned} w &= \frac{pR^2}{Eh} + \frac{1}{2\alpha^3 D} e^{-\xi} [Q_0 \cos \xi + \alpha M_0 (\cos \xi - \sin \xi)]; \\ \theta &= -\frac{1}{2\alpha^2 D} e^{-\xi} [Q_0 (\cos \xi + \sin \xi) + 2\alpha M_0 \cos \xi]; \\ M &= \frac{1}{\alpha} e^{-\xi} [Q_0 \sin \xi + \alpha M_0 (\cos \xi + \sin \xi)]; \end{aligned} \quad (3)$$

$$Q = e^{-\xi} [Q_0 (\cos \xi - \sin \xi) - 2\alpha M_0 \sin \xi],$$

де Q_0 — перерізуюча сила на початку ділянки; M_0 — момент на початку ділянки; p — внутрішній тиск; $\alpha^4 = \frac{3(1-\mu^2)}{R^2 h^2}$; $\xi = \alpha x$.

Розіб'ємо розрахункову схему на три частини (рис. 4). Перша та друга є напівнескінченними оболонками. Третю частину приймемо такою, що її довжина $L \rightarrow 0$.

Границні умови при переході від частини I до частини II такі:

$$\begin{aligned} w_I &= w_{II}; \theta_I = \theta_{II}; M_I + \Delta M = M_{II}; \\ -Q_I - \Delta Q &= Q_{II}, \end{aligned} \quad (4)$$

де $\Delta M = Ne$ — додатковий момент при переході від частини I до частини II.

Вважатимемо ділянки виготовленими з одного матеріалу, тобто $E_I = E_{II}$ і з однаковими радіусами $R_I = R_{II}$, але з різною товщиною $h_I \neq h_{II}$. Використовуючи граничні умови (4) та розв'язок (3) знайдемо, що

$$M_I^0 = \frac{\sqrt{3}}{6} \frac{pRh_I}{\sqrt{1-\mu^2}} A(v) + \frac{\Delta Q}{a_I} - \Delta M C(v),$$

де

$$\begin{aligned} A(v) &= \frac{(v^2 - 1)(v^4 - 1)}{(v^4 + 1)^2 + 2v^3(v^2 + 1)}; \\ B(v) &= \frac{v^4 + v^3}{(v^4 + 1)^2 + 2v^3(v^2 + 1)}; \\ C(v) &= \frac{v^8 + 2v^5 + v^4}{(v^4 + 1)^2 + 2v^3(v^2 + 1)}; \quad v = \sqrt{h_I/h_{II}}. \end{aligned} \quad (5)$$

При переході від частини I до частини II момент збільшується на ΔM , а перерізуюча сила зменшується на ΔQ . Тому вираз для моменту частини II набере такого вигляду:

$$M_{II}^0 = \frac{\sqrt{3}}{6} \frac{pRh_I}{\sqrt{1-\mu^2}} A(v) - \frac{\Delta Q}{a_I} D(v) + \Delta M E(v), \quad (6)$$

де

$$D(v) = \frac{v^8 + 2v^5 + v^4 + v^3 + 1}{(v^4 + 1)^2 + 2v^3(v^2 + 1)};$$

$$E(v) = \frac{v^4 + 2v^3 + 1}{(v^4 + 1)^2 + 2v^3(v^2 + 1)}.$$

З виразів (5), (6) знайдемо додаткові напруження від моменту в частині I

$$\begin{aligned} \sigma_I &= \frac{6M_I^0}{h_I^2} = \sqrt{3} \frac{pR}{h_I \sqrt{1-\mu^2}} A(v) + \\ &+ \frac{6N\theta_0}{h_I^2 \alpha_I} B(v) - \frac{6Ne}{h_I^2} C(v) \end{aligned}$$

та частині II

$$\begin{aligned} \sigma_{II} &= \frac{6M_{II}^0}{h_I^2} = \sqrt{3} \frac{pR}{h_I \sqrt{1-\mu^2}} A(v) - \\ &- \frac{6N\theta_0}{h_I^2 \alpha_I} D(v) + \frac{6Ne}{h_I^2} E(v). \end{aligned}$$

Оскільки в трубі діють номінальні напруження від осьової сили $\sigma_N = N/h_I$ та від внутрішнього тиску $\sigma_p = pR/2h_I$, коефіцієнти концентрації напружень для частин I та II можуть бути представлені у вигляді

$$\begin{aligned} K_I &= \frac{\sigma_I}{\sigma_N} = \frac{2\sqrt{3}}{\sqrt{1-\mu^2}} A(v) + \\ &+ \frac{6\theta_0}{\sqrt{3}(1-\mu^2)} \sqrt{\frac{R}{h_I}} B(v) - \frac{6e}{h_I} C(v); \end{aligned} \quad (7)$$

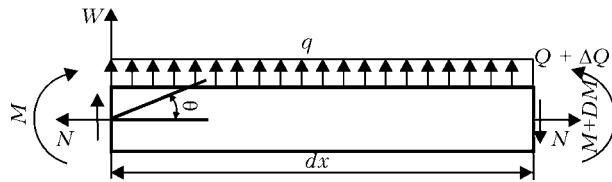


Рис. 5. Правило знаків для врахування геометричної нелінійності

$$K_{II} = \frac{\sigma_I}{\sigma_N} = \frac{2\sqrt{3}}{\sqrt{1-\mu^2}} A(v) - \frac{6\theta_0}{\sqrt{3}(1-\mu^2)} \sqrt{\frac{R}{h_I}} D(v) + \frac{6e}{h_I} E(v). \quad (8)$$

Вирази (7) та (8) представляють значення коефіцієнтів концентрації напружень, отримані в пружній постановці крайової задачі для напівнескінченої циліндричної оболонки.

Оцінка впливу геометричної нелінійності. Оцінимо вплив геометричної нелінійності на отриманий розв'язок для коефіцієнтів концентрації напружень. Додатні напрямки зусиль для такої задачі показані на рис. 5.

Використаємо рівняння (2). Погонне навантаження $q(x)$ складається з трьох доданків: внутрішнього тиску p (в нашому випадку $p = 0$); розподілених нормальними зусиль в дотичному напрямку N_j та розподілених нормальними зусиль в поздовжньому напрямку N . Зважаючи на це рівняння (2) переписується у вигляді

$$\frac{d^4w}{dx^4} - 2k^2 \frac{d^2w}{dx^2} + 4\alpha^4 w = 0, \quad (9)$$

де $2k^2 = \frac{N}{D}$.

Оскільки загальний розв'язок рівняння (9) представляється як $w = e^{\lambda x}$, характеристичне рівняння прийме вигляд:

$$\lambda^4 - 2k^2\lambda^2 + 4\alpha^4 = 0$$

і, таким чином,

$$\lambda_{1,2}^2 = k^2 \pm \sqrt{k^4 - 4\alpha^4}.$$

Підставивши у вираз (9) $k = 0$, знайдемо корені характеристичного рівняння $z_{1,2}$ в геометрично лінійній постановці. Тоді відношення результатів прийме вигляд

$$\frac{\lambda_{1,2}^2}{z_{1,2}^2} = \beta \pm \sqrt{\beta^2 - 1},$$

де $\beta = \frac{k^2}{2\alpha^2}$. Очевидно, що впливом геометричної нелінійності на розв'язок можна знехтувати при $\beta \leq 0,2$. Тоді з використанням виразів для k та α

$$N \leq 0,8D\alpha^2$$

або у термінах напружень

$$\sigma_N \leq 0,2 \frac{E}{\sqrt{3}(1-\mu^2)} \frac{h}{R}. \quad (10)$$

Вимога (10) показує рамки коректності застосування геометрично лінійної постановки задачі при визначенні коефіцієнтів концентрації напружень в зоні неспіввісностей зварних з'єднань. Так, наприклад, граничне значення прикладених осьових напружень для труби радіусом 710 мм та товщиною стінки 15,7 мм, виготовленої зі сталі X70, складає 535 МПа.

Використання чисельних методів для аналізу неспіввісностей кільцевих швів. Модель з осьовою неспіввісністю. Для аналізу напруженого-деформованого стану неспіввісностей кільцевих зварних з'єднань при пружному деформуванні матеріалу трубопроводу використаємо середовище моделювання ANSYS. Виконаємо розрахунок напруженого стану трубопроводу радіусом 710 мм та товщиною стінки 15,7 мм, виготовленого зі сталі X70 (модуль Юнга $1,7 \cdot 10^5$ МПа; коефіцієнт Пуассона 0,3). Важатимемо, що до секцій трубопроводу, зварених з неспіввісністю 2 мм, прикладене номінальне осьове навантаження 100 МПа. Крім того, проведемо чисельне моделювання з використанням як осесиметричної, так і неосесиметричної моделі трубопроводу в зоні неспіввісності зварного з'єднання.

В результаті проведених розрахунків отримаємо, що загальні напруження в зоні дефекту приблизно одинакові для осесиметричної та неосесиметричної моделі і складають 135,72 МПа. З іншого боку, приймаючи в формулі (8) $p = 0$, $\theta_0 = 0$ та $h_I = h_{II}$ визначимо, що загальні напруження, що виникають в зоні дефекту з використанням аналітичного розв'язку, дорівнюють 138,2 МПа.

Дані результати свідчать як про коректність аналітичної моделі трубопроводу при аналізі неспіввісностей в зварних з'єднаннях, так і про можливість застосування лише осесиметричної моделі при аналізі реальних взаємних зміщень секцій труб.

Модель з кутовою неспіввісністю. Виконаємо чисельний розрахунок напруженого-деформованого стану трубопроводу з параметрами, представленими вище, секції якого зварені з кутовою неспіввісністю в 1° , здійснимо чисельне моделювання з використанням осесиметричної та неосесиметричної моделі труби в зоні неспіввісності зварного з'єднання. В результаті розрахунків отримаємо, що загальні напруження в зоні дефекту приблизно однакові для обох моделей і складають 115,82 МПа. З іншого боку, приймаючи в рівнянні (7) $p = 0$, $e = 0$ та $h_I = h_{II}$, побачимо, що загальні напруження, які виникають в зоні дефекту з використанням аналітичного розв'язку, дорівнюють 113,7 МПа.

Отримані результати для кутової та осьової неспіввісностей зварних з'єднань в пружній постановці дозволяють дійти висновку про правомірність застосування результітів, одержаних з використанням аналітичної осесиметричної моделі трубопроводу для визначення коефіцієнтів концентрації напружень, а також висловити припущення про коректність використання осесиметричної мо-

делі при аналізі неспіввісностей в пружно-пластичній постановці.

Пружно-пластичний аналіз концентрації напруження в зоні з'єднання труб за наявності неспіввісності. Оцінка межі коефіцієнтів концентрації напруження у пружно-пластичній постановці. Розрахунок коефіцієнтів концентрації напруження в пружно-пластичній постановці майже неможливий із застосуванням аналітичних методів, за виключенням постулювання в трубопроводі наперед відомих розподілів напружень, та викликає значні труднощі при чисельному моделюванні з використанням неосесиметричних моделей трубопроводу. Тому зважаючи на результати та висновки, отримані в попередньому розділі, аналізуємо напружене-деформований стан трубопроводу з неспіввісностями поздовжнього зварного шва.

Оцінимо межі значень коефіцієнтів концентрації напруження при пружно-пластичному деформуванні оболонки. Максимальний коефіцієнт концентрації напруження, що може виникати в оболонці, не перевищує коефіцієнта концентрації, отриманого за пружним розрахунком за формулами (7), (8). Мінімальний коефіцієнт концентрації напруження може бути визначений з рівняння Гіркмана [6]:

$$\left(\frac{\sigma_N}{\sigma_r}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{\text{дод}}}{\sigma_r}\right) = 1, \quad (11)$$

де σ_N — номінальні напруження в оболонці; $\sigma_{\text{дод}}$ — додаткові напруження, що виникають внаслідок згину; σ_r — довідкові напруження. Додаткові напруження, що утворюються в оболонці під дією згинальних моментів в пружно-пластичній постановці, такі:

$$\sigma_{\text{дод}} = \frac{4M}{h^2} = \frac{2\sigma_N e}{h}. \quad (12)$$

Підставивши вираз (12) у формулу (11), отримаємо

$$\bar{\sigma}^2 + 2e\bar{\sigma} - 1 = 0, \quad (13)$$

де $\bar{\sigma} = \frac{\sigma_N}{\sigma_r}$, $e = \frac{e}{h}$. Розв'язуючи рівняння (13) відносно $\bar{\sigma}$, визначимо теоретичний коефіцієнт концентрації напруження в зоні з'єднання:

$$K_{\sigma}^{\text{пл}} = \frac{\sigma_r}{\sigma_N} = \frac{1}{\sqrt{e^2 + 1 - e}}. \quad (14)$$

На рис. 6 наведено діаграми залежності коефіцієнтів концентрації напруження, отриманих при пружному (за формулами (7), (8) та пружно-пластичному деформуванні в залежності від значення неспіввісності для труби з товщиною стінки 15,7 мм.

Чисельне моделювання напруженого стану трубопроводу з неспіввісностями кільцевих зварних з'єднань при пружно-пластичному деформуванні. Розглянемо з'єднання двох секцій труб зі сталі

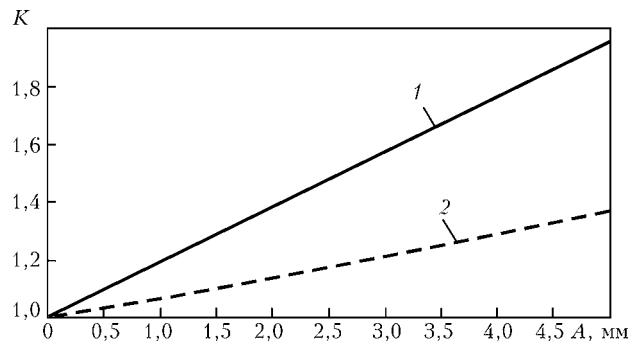


Рис. 6. Графіки залежності коефіцієнтів концентрації напруження від рівня неспіввісності A : 1 — пружний; 2 — пластичний

X70 з основовою неспіввісністю. Ескіз моделі представлений на рис. 7, а на рис. 8 наведено діаграму деформування сталі X70. Виконаємо розрахунки для двох випадків з неспіввісностями, що дорівнюють 1 та 2 мм.

Вибір прикладеного навантаження в моделі виконується таким чином. Спочатку обирають рівень номінальних напружень, прикладених до моделі. За формулою (14) визначають довідкові напруження σ_r в зоні зварного з'єднання. Отримані напруження використовуються для визначення деформацій ε_r за діаграмою одновісного розтягу (рис. 8).

На рис. 9 представлені графіки коефіцієнтів концентрації деформацій

$$K_{\varepsilon} = \frac{\varepsilon}{\varepsilon_r},$$

де ε — розраховані в ANSYS деформації. При великих значеннях прикладених номінальних напружень коефіцієнт концентрації наближається до одиниці, а це означає, що в такому випадку деформації можуть визначатися за моделями граничного пластичного стану (рис. 9).

Отримані результати з урахуванням міркувань, викладених у вступній частині роботи, дають змогу сформулювати основні пункти положення щодо забезпечення безпечної експлуатації трубопроводу, розташованому в зоні впливу шахтних виробіток.

Система дій щодо забезпечення безпечної експлуатації трубопроводу в зоні шахтних виробіток. Проведені дослідження щодо чисельних та аналітичних методів розрахунку коефіцієнтів концентрації напруження в зоні неспіввісностей поздовжніх зварних з'єднань та вимоги до аналізу міцності трубопроводу в зоні шахтних виробіток дозволяють визначити таку схему дій по забезпеченню безпечної експлуатації трубопроводу:

- постулюються максимально можливі осесиметричні та неосесиметричні дефекти типу неспіввісність поперечних зварних з'єднань трубних секцій;
- шляхом проведення лабораторних випробувань визначається реальна діаграма деформування основного металу трубопроводу та металу зварного шва;
- з урахуванням проведених досліджень формулюються критерії щодо можливих максимальних деформацій у зонах зварних з'єднань;

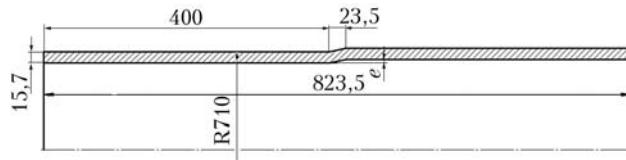


Рис. 7. Ескіз моделі зварного з'єднання з осьовою неспіввісністю

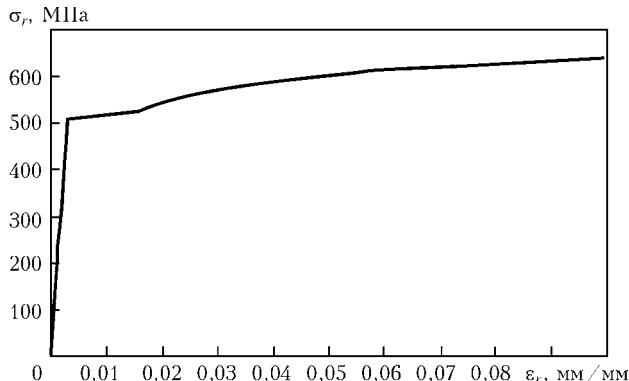
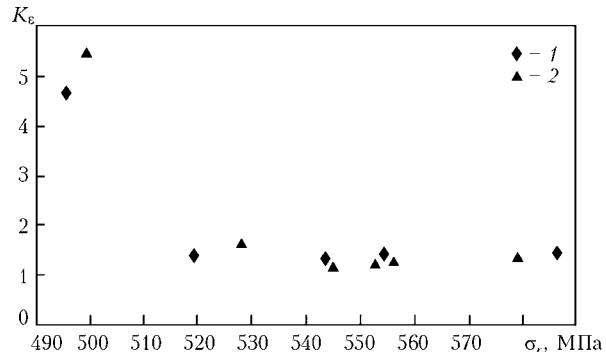


Рис. 8. Діаграма деформування сталі X70

- для постульованих дефектів поперечних зварних з'єднань визначається рівень оболонкових напружень, на основі яких розраховуються коефіцієнти концентрації напружень і деформацій у зонах недосконалостей зварних швів;
- розраховані коефіцієнти концентрації враховуються в диференціальних залежностях між силами та деформаціями при аналізі глобального напруженого-деформованого стану за допомогою програмного комплексу [3, 4];
- за напруженнями, отриманими при розрахунку глобального напруженого-деформованого стану, оцінюються рівні напружень і деформацій в зонах поперечних зварних з'єднань;
- на основі проведеного аналізу формулюється перелік запобіжних заходів по зниженню рівня напружень в трубопроводі, до яких відносяться розкопка або обсипка піском ділянок трубопроводу; розрізання трубопроводу і вварювання котушок трубопроводу.

Висновки

1. В роботі з використанням чисельних та аналітичних методів у пружній та пружно-пластичній постановці проведено моделювання напруженого-деформованого стану трубопроводу з неспіввісностями кільцевих зварних з'єднань. Для пружного випадку аналітичними методами визначено вирази знаходження коефіцієнтів концентрації напружень. Розв'язок аналогічної задачі в середовищі ANSYS показав, що результати розрахунків з використанням осесиметричної та неосесиметричної моделей трубопроводу майже не різняться між собою та результатами, отриманими аналітичними методами, що дозволяє, з одного боку, при пружній постановці задачі користуватися простими ана-

Рис. 9. Графіки залежності коефіцієнта концентрації деформацій K_c від напруженень в зоні зварного з'єднання; 1, 2 — неспіввісність відповідно 1 та 2 мм

літичними співвідношеннями, з іншого, — стверджувати про правомірність використання лише осесиметричних для чисельного моделювання в пружно-пластичній постановці.

2. Для розрахункових моделей трубопроводу з осьовою неспіввісністю в пружно-пластичній постановці отримано діаграми коефіцієнтів концентрації деформацій, які дозволяють дійти висновку про можливість використання моделей граничного пластичного стану при великих значеннях прикладених номінальних напружень.

3. В роботі сформульовано основні пункти положення щодо дослідження стану трубопроводу в зоні шахтних виробіток. Ключовим етапом положення є чисельне моделювання можливих неспіввісностей кільцевих зварних з'єднань трубопроводу та використання отриманих значень коефіцієнтів концентрації напружень у модулях для розрахунку глобального напруженого стану трубопроводу.

1. Камерштейн А.Г., Рождественский В.В., Ручимский М.Н. Расчет трубопроводов на прочность. — М.: Недра, 1969. — 440 с.
2. СНиП 2.05.06-85. Строительные нормы и правила // Магистральные трубопроводы. Нормы проектирования. — М.: Стройиздат, 1985. — 16 с.
3. Орынек И.В., Богдан А.В. Проблема больших перемещений подземных трубопроводов. Сообщение 1. Разработка численной процедуры // Пробл. прочности. — 2007. — № 3. — С. 51–74.
4. Радченко С.А., Орынек И.В., Богдан А.В. Численная процедура расчета напряженно-деформированного состояния трубопровода при больших перемещениях // Цільова комплексна програма НАН України «Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин». Зб. наук. ст. — Київ, 2007. — С. 127–135.
5. API 579. Fitness-For-Service // API Recommended Practice 579. First Edition, American Petroleum Institute.
6. Берштейн С.А. Избранные труды по строительной механике. — М.: Госстройиздат, 1961. — 452 с.

ПРОЕКТ 6.3.2

Розробка автоматизованої системи визначення ресурсу безпечноого впливу на підземні трубопроводи зрушень довколишнього ґрунту та заходів щодо його підвищення за складних геомеханічних умов

УДК 622.837:621.643.23

МЕТОДИКА ВИЗНАЧЕННЯ ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ ПІДЗЕМНИХ ТРУБОПРОВОДІВ ВІД ГОРИЗОНТАЛЬНОГО ЗРУШЕННЯ ДОВКОЛИШНЬОГО ГРУНТУ НА ПІДРОБЛЮВАНИХ ТЕРИТОРІЯХ

Чл.-кор. НАН України **А.В. АНЦИФЕРОВ, В.Р. ШНЕЄР**, канд. техн. наук, **М.М. ГРИЩЕНКОВ**, д-р техн. наук,
О.В. БЛІННІКОВА, канд. техн. наук, **Т.І. РАХМАНОВА, О.Ю. КВАШУК,**
Ю.О. ТЕРЕЩУК, інженери (УкрНДМІ НАН України)

Викладено основні ідеї нової методики. Наведено алгоритм визначення деформованого стану підземних трубопроводів від силового діяння рушійного довколишнього ґрунту, який включає чотири стадії розрахунку. Враховано фактичний розподіл силового діяння рушійного ґрунту по розрахункових ділянках трубопроводу в зонах розтягу, а також компенсуючий вплив деформування трубопроводів за межами зон розтягу в нерухомому ґрунті та на ділянках, прилеглих до зон стиску.

Ключові слова: *підземні трубопроводи, зрушення довколишнього ґрунту, зони розтягу і стиску, розрахункові ділянки, деформації трубопроводу*

При видобуванні вугілля на пластових родовищах України в Донбасі, Західному Донбасі та Львівсько-Волинському басейні [1] земна поверхня знає зрушенні і деформації, які через довколишній ґрунт впливають на об'єкти існуючої забудови. Через те що підземні трубопроводи є протяжними спорудами, то вирішальне діяння на них в зонах впливу гірничих виробок роблять горизонтальні зрушенні довколишнього ґрунту [1]. На відміну від чинної методики розрахунку підземних трубопроводів на підроблюваних територіях [2, 3], основу якої становить прийнята як припущення функція розподілу подовжніх деформацій трубопроводу в зонах розтягу [4], розроблено нову методику, що враховує фактичний розподіл силового діяння зрушень довколишнього ґрунту по трасі трубопроводу в зонах розтягу з урахуванням експериментально обґрунтованого співвідношення активного (діючого) і пасивного (утримуючого) силового діяння рушійного ґрунту на трубопровід.

Ідеї нової методики полягають в наступному: для визначення деформованого стану підземного трубопроводу в зонах розтягу довколишнього ґрунту використовують чисельний метод, який передбачає розподіл кожної з цих зон на розрахункові ділянки; так само, як це робиться в усіх чинних методах розрахунку підземних споруд і конструкцій на дотичне діяння зрушень довколишнього ґрунту на підроблюваних територіях, для визна-

чення силового діяння рушійного ґрунту на трубопровід в зонах розтягу використовують критерій міцності довколишнього ґрунту на зсув; силове діяння довколишнього ґрунту на будь-яку розрахункову ділянку трубопроводу в зонах розтягу довколишнього ґрунту, за винятком першої ділянки від межі зони впливу гірничої виробки, частково впливає на всі ділянки, розташовані з боку, протилежному напрямку горизонтального зрушения довколишнього ґрунту; на всі розрахункові ділянки трубопроводу, за винятком останньої, що розташована поряд із точкою максимального зрушения довколишнього ґрунту, впливають утримуючі сили сковзання довколишнього ґрунту після зсуву, які стосовно дослідним даним [4] становлять в середньому 80 % критерію міцності довколишнього ґрунту на зсув; через те, що критерій міцності довколишнього ґрунту на зсув та сковзання трубопроводу відносно нерухомого після зсуву ґрунту є силовими, а не деформаційними, і не залежать від зрушень довколишнього ґрунту уздовж трубопроводу, передбачається обмеження максимальних абсолютних деформацій розтягу трубопроводу відповідним максимальним зрушеним довколишнього ґрунту; враховується компенсація абсолютних деформацій трубопроводу на ділянках, прилеглих до меж зон впливу гірничої виробки на трубопровід з боків зон розтягу довколишнього ґрунту і непорушного ґрунту, виходячи з рівності відносних деформацій трубопроводу на цих ділянках; враховується компенсація абсолютних деформацій розтягу трубопроводу на ділян-

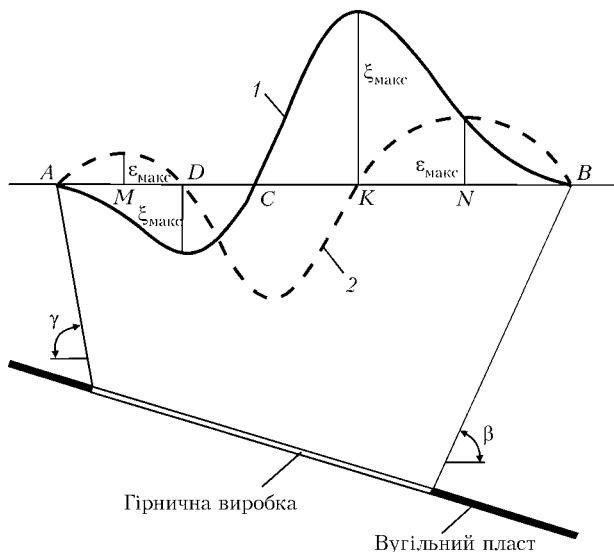


Рис. 1. Суміщені графіки горизонтальних зрушень (1) і відносних горизонтальних деформацій (2) земної поверхні по трасі підземного трубопроводу; γ , β – граничні кути за підйомом і падінням вугільного пласта; AB – мульда зрушень; AD , BK – зони розтягу земної поверхні за підйомом і падінням вугільного пласта; DC , KC – зони стиску земної поверхні за підйомом і падінням вугільного пласта

ках, прилеглих до меж зон розтягу і стиску довколишнього ґрунту за підйомом та падінням вугільного пласта.

Алгоритм визначення деформованого стану підземних трубопроводів від силового діяння рушійного довколишнього ґрунту включає чотири стадії розрахунку.

На першій стадії визначають абсолютні та відносні деформації трубопроводу в зонах розтягу AD і BK в межах однозначних зрушень довколишнього ґрунту AC і BC (рис. 1) за умови жорсткого закріплення трубопроводу на межі зони впливу гірничої виробки в точках A і B та розриву трубопроводу в точках D і K , в яких зрушення довколишнього ґрунту досягає максимальних значень.

Спочатку обчислюють необхідну кількість розрахункових ділянок трубопроводу та їх довжину в зонах розтягу довколишнього ґрунту в такій послідовності.

1. Представимо абсолютну деформацію розрахункової ділянки трубопроводу в кожній зоні розтягу $\Delta l_{\text{р.д}}$ від безпосереднього впливу зрушенню довколишнього ґрунту на цю ділянку, виходячи з умови його рівномірного зрушення уздовж ділянки, у вигляді

$$\Delta l_{\text{р.д}} = \frac{Q_0 l_{\text{р.д}}^2}{2E\delta}, \quad (1)$$

де Q_0 – інтенсивність силового діяння рушійного ґрунту на трубопровід, МПа, яку визначають за формулою

$$Q_0 = K_{\text{ізол}} K_{\text{експ}} (K_{\text{конц}} \gamma_{\text{гр}} H \operatorname{tg} \varphi + c), \quad (2)$$

де $K_{\text{ізол}}$ – коефіцієнт ізоляції трубопроводу, який дорівнює 1,0 при бітумній ізоляції та 0,7 при ізоляції полімерними плівками; $K_{\text{експ}}$ – коефіцієнт, залежний від тривалості експлуатації трубопроводу [2]; $K_{\text{конц}}$ – коефіцієнт концентрації навантаження [2]; $\gamma_{\text{гр}}$ – об'ємна вага ґрунту зворотної засипки, $\text{МН}/\text{м}^3$; H – глибина укладення трубопроводу, м; φ – кут внутрішнього тертя ґрунту, градус; c – питоме зчеплення ґрунту, МПа; $l_{\text{р.д}}$ – шукана довжина розрахункової ділянки трубопроводу в зоні розтягу, см; E – модуль пружності сталі, МПа; δ – товщина стінки трубопроводу, см.

2. Виконавши заміну $l_{\text{р.д}}$ у формулі (1) на відношення $l_{\text{р.д}}/n_{\text{р.д}}$, одержимо

$$\Delta l_{\text{р.д}} = \frac{Q_0 l_{\text{р.д}}^2}{2n_{\text{р.д}}^2 E \delta}, \quad (3)$$

де $l_{\text{р.д}}$ – довжина зони розтягу довколишнього ґрунту по трасі трубопроводу від межі зони впливу гірничої виробки до точки максимального зрушення, см; $n_{\text{р.д}}$ – шукана кількість однакових розрахункових ділянок.

3. З урахуванням часткового впливу на кожну розрахункову ділянку трубопроводу, що розглядається (за винятком останньої біля точки максимального зрушення довколишнього ґрунту), усіх подальших розрахункових ділянок формула для визначення абсолютної деформації трубопроводу в зонах розтягу ($\Delta l_{\text{тр}}$, см) має вигляд

$$\Delta l_{\text{тр}} = \sum_1^{n_{\text{р.д}}} K_{\text{ч.д}} \frac{Q_0 l_{\text{р.д}}^2}{2n_{\text{р.д}}^2 E \delta}, \quad (4)$$

де $K_{\text{ч.д}}$ – коефіцієнт часткового силового діяння на розрахункову ділянку трубопроводу кожної з подальших ділянок, який враховує фактичний розподіл силового діяння зрушень довколишнього ґрунту по трасі трубопроводу в зонах розтягу з урахуванням експериментально обґрунтованого співвідношення активного (діючого) і пасивного (утримуючого) силового діяння на трубопровід рушійного довколишнього ґрунту.

Силове діяння довколишнього ґрунту на першу від межі зони зрушення розрахункову ділянку трубопроводу цілком впливає тільки на цю ділянку і тому для неї $K_{\text{ч.д}} = 1$.

Силове діяння довколишнього ґрунту на другу від межі зони зрушення розрахункову ділянку впливає також і на першу ділянку. Коефіцієнти часткового силового діяння довколишнього ґрунту на першу та другу ділянки визначаємо з урахуванням утримуючого силового діяння довколишнього ґрунту першої ділянки, яке дорівнює 80 % від інтенсивності силового діяння Q_0 . Виходячи з цього, діюча складова силового діяння довколишнього ґрунту на першу ділянку становить 20 %, тобто 0,2 від Q_0 . Таким чином, силове діяння зрушення довколишнього ґрунту на другу ділянку розподіляється між першою та другою ділянками і відповідні коефіцієнти часткового силового діяння зрушення довколишнього ґрунту на першу та

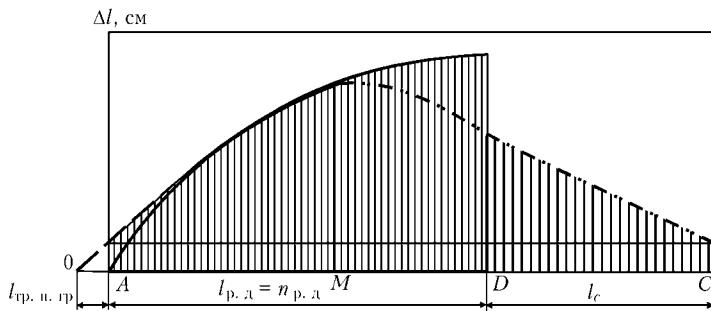


Рис. 2. Графік абсолютнох деформацій трубопроводу в мульді зрушення довколишнього ґрунту за підйомом вугільного пласта: суцільна, штрихова, штрихпунктирна з однією та двома точками — відповідно перша–четверта стадія розрахунку

другу розрахункові ділянки відповідно дорівнюють: $K_{\text{ч.д}} = 0,2/1,2 = 0,167$ і $K_{\text{ч.д}} = 0,833$. Analogічно обчислюємо коефіцієнти часткового силового діяння зрушення довколишнього ґрунту на всі розрахункові ділянки трубопроводу.

$n_{\text{p.д}}$

Виходячи з того, що $\sum_1 K_{\text{ч.д}} = n_{\text{p.д}}$, із формулі (4) після відповідної заміни одержимо

$$n_{\text{p.д}} = \frac{Q_0 J_{\text{z.p}}^2}{2\Delta l_{\text{тр}} E \delta}. \quad (5)$$

Приймаючи абсолютнох деформацій трубопроводу в зонах розтягу рівними максимальному зрушенню довколишнього ґрунту в цих зонах, тобто $\Delta l_{\text{тр}} = \xi_{\max}$, для обчислення необхідного числа розрахункових ділянок трубопроводу в зонах розтягу одержимо формулу

$$n_{\text{p.д}} = \frac{Q_0 J_{\text{z.p}}^2}{2\xi_{\max} E \delta}. \quad (6)$$

У разі, якщо число розрахункових ділянок, обчислене за формулою (6), виходить дробовим, його слід заокруглити до найближчого цілого числа $n_{\text{p.д.ц}}$ та визначити довжину розрахункових ділянок трубопроводу в зонах розтягу довколишнього ґрунту за формулою

$$l_{\text{p.д}} = l_{\text{z.p}} / n_{\text{p.д.ц}}. \quad (7)$$

Абсолютні деформації розрахункових ділянок трубопроводу в зонах розтягу довколишнього ґрунту визначають за формулою

$$\Delta l_i = \frac{K_{\text{ч.д.ц}} i Q_0 l_{\text{p.д}}^2}{2E\delta}, \quad (8)$$

де i — порядковий номер розрахункової ділянки трубопроводу від межі зони розтягу довколишнього ґрунту; $K_{\text{ч.д.ц}}$ — коефіцієнт часткового силового діяння зрушення довколишнього ґрунту на розрахункові ділянки трубопроводу, який визначають залежно від їх порядкового номера за формулою

$$K_{\text{ч.д.ц}} = 1 - \frac{0,2(i-1)}{0,2(i-1)+1} + \sum_{i+1}^n \frac{0,2}{0,2(i-1)+1}. \quad (9)$$

Графік абсолютнох деформацій трубопроводу, відповідний до першої стадії розрахунку, показано на рис. 2 суцільною лінією.

Відносні деформації трубопроводу на розрахункових ділянках в зонах розтягу довколишнього ґрунту визначають за формулою

$$\varepsilon_i = \Delta l_i / l_{\text{p.д.}} \quad (10)$$

На другій стадії визначають вплив деформування трубопроводу за межею зони впливу гірничої виробки в нерухомому ґрунті на деформацію трубопроводу в зоні розтягу. З цією метою спочатку визначають довжину деформованої ділянки трубопроводу за межею зони впливу гірничої виробки залежно від силового діяння довколишнього ґрунту на першу від межі зони впливу гірничої виробки розрахункову ділянку трубопроводу, на деформацію якої впливають усі розрахункові ділянки в зоні розтягу.

Довжину деформованої ділянки трубопроводу за межею зони впливу гірничої виробки в нерухомому ґрунті визначають у такій послідовності:

- обчислюють силове діяння довколишнього ґрунту на першу від межі зони впливу гірничої виробки розрахункову ділянку трубопроводу за формулою

$$N = \frac{\pi D_{\text{h}} \delta \Delta l_{\text{p.д.1}} E}{l_{\text{p.д}}}, \quad (11)$$

де D_{h} — зовнішній діаметр трубопроводу, см; $\Delta l_{\text{p.д.1}}$ — абсолютно деформація першої від межі зони впливу гірничої виробки розрахункової ділянки трубопроводу, см;

- обчислюють довжину деформованої ділянки трубопроводу за межею зони впливу гірничої виробки в нерухомому ґрунті за формулою

$$l_{\text{тр.н.гр}} = \frac{N}{0,5 Q_0 \pi D_{\text{h}}}. \quad (12)$$

Визначають розрахункові ділянки трубопроводу від межі зони впливу гірничої виробки в зоні розтягу довколишнього ґрунту, на які впливатиме деформація трубопроводу за межею зони впливу гірничої виробки в нерухомому ґрунті.

З цією метою шляхом спроб знаходить k -ту розрахункову ділянку трубопроводу в зоні розтягу довколишнього ґрунту, на якій відносна деформація трубопроводу має мінімальне відхилення від тангенса кута нахилу дотичної, проведеної з граничної точки деформування трубопроводу за ме-

жею зони впливу гірникої виробки в нерухомому ґрунті дотику з графіком абсолютнох деформацій трубопроводу. Остаточно кут нахилу дотичної приймають рівним відносній деформації k -ї розрахункової ділянки та відповідно визначають скоректовану довжину деформованої ділянки трубопроводу за межею зони впливу гірникої виробки в нерухомому ґрунті $l'_{\text{тр.н.гр}}$ за формулою

$$l'_{\text{тр.н.гр}} = \frac{\sum_{i=1}^k \Delta l_i}{\varepsilon_k} - l_{\text{п.д.}} k, \quad (13)$$

де ε_k — відносна деформація розрахункової ділянки трубопроводу, для якої її відносна деформація дорівнює тангенсу кута нахилу дотичної, проведеної від граничної точки деформованої ділянки трубопроводу за межею зони впливу гірникої виробки в нерухомому ґрунті до дотику з графіком абсолютнох деформацій трубопроводу в зоні розтягу довколишнього ґрунту.

Одержана дотична i є елементом графіка абсолютнох деформацій трубопроводу на розрахункових ділянках, прилеглих до межі зони впливу гірникої виробки (рис. 2, штрихова лінія), який характеризує рівність відносних деформацій розтягу трубопроводу на зазначеніх ділянках внаслідок часткової компенсації деформацій.

На третій стадії враховують поступову компенсацію абсолютнох деформацій розтягу трубопроводу при наближенні до меж зон розтягу і стиску довколишнього ґрунту за підйомом та падінням вугільного пласта (див. рис. 1) та коригують абсолютноні деформації трубопроводу в зонах розтягу на розрахункових ділянках, прилеглих до згаданих меж.

Спочатку визначають сумарні абсолютноні деформації трубопроводу в зонах розтягу довколишнього ґрунту за підйомом та падінням вугільного пласта з урахуванням компенсуючого впливу деформування трубопроводу за межами зон впливу гірникої виробки в нерухомому ґрунті за формулою

$$\Delta l_{\text{тр.к}} = \Delta l_{\text{тр}} - \Delta l_{\text{тр.н.гр}}, \quad (14)$$

де $\Delta l_{\text{тр.н.гр}}$ — абсолютноні деформації ділянок трубопроводу за межами зон впливу гірникої виробки в нерухомому ґрунті, обчислювані за формулою

$$\Delta l_{\text{тр.н.гр}} = l'_{\text{тр.н.гр}} \varepsilon_k. \quad (15)$$

Компенсуюче діяння абсолютнох деформацій трубопроводу в зонах розтягу довколишнього ґрунту при наближенні до зони стиску обчислюють, виходячи з умови пропорційності компенсуючого діяння довжинам ділянок трубопроводу MD і NK (див. рис. 1), на яких, починаючи з точок M і N , відбувається зменшення відносних деформацій довколишнього ґрунту за підйомом та падінням вугільного пласта, та довжинам відповідних зон стиску DC і KC .

На підставі викладеного визначають компенсуючі значення абсолютнох деформацій трубопрово-

ду на ділянках зменшення відносних деформацій розтягу MD і NK за формулами

$$\Delta l_{\text{к.} MD} = \frac{\Delta l_{\text{тр.к}} l_{MD}}{l_{MD} + l_{DC}}, \quad (16)$$

$$\Delta l_{\text{к.} NK} = \frac{\Delta l_{\text{тр.к}} l_{NK}}{l_{NK} + l_{KC}}, \quad (17)$$

де l_{MD} — довжина ділянки зменшення відносних деформацій розтягу довколишнього ґрунту за підйомом вугільного пласта, см; l_{DC} — довжина зони стиску довколишнього ґрунту за підйомом вугільного пласта, см; l_{NK} — довжина ділянки зменшення відносних деформацій розтягу довколишнього ґрунту за падінням вугільного пласта, см; l_{KC} — довжина зони стиску довколишнього ґрунту за падінням вугільного пласта, см.

Розподіл компенсуючих значень абсолютнох деформацій трубопроводу $\Delta l_{\text{к.} MD}$ і $\Delta l_{\text{к.} NK}$ на ділянках MD і NK , де відбувається зменшення відносних деформацій довколишнього ґрунту, визначаємо, виходячи з умови пропорційності компенсуючих деформацій трубопроводу $\Delta l_{\text{к.} MD}$ і $\Delta l_{\text{к.} NK}$ до відносних деформацій довколишнього ґрунту на розглянутих ділянках.

Остаточно абсолютноні деформації розрахункових ділянок трубопроводу в зонах розтягу, визначені на першій стадії розрахунку, коректуємо шляхом віднімання від них відповідних значень компенсуючих деформацій, обчислених за формулами (16) і (17). Скоректовані таким чином абсолютноні деформації трубопроводу в зоні розтягу показано на рис. 2 штрихпунктирною лінією.

На четвертій стадії визначаємо абсолютноні деформації трубопроводу в зонах стиску за підйомом та падінням вугільного пласта, виходячи з того, що визначальним фактором силового діяння зрушень довколишнього ґрунту на трубопровід в зонах стиску є компенсуюче діяння зрушень довколишнього ґрунту при наближенні до зони стиску. При цьому відзначимо, що саме утворення зон стиску довколишнього ґрунту в мульді зрушення є наслідком зміщення ґрутових мас від меж зон впливу гірникої виробки на земну поверхню у бік виробки. На цій підставі приймаємо, що абсолютноні деформації трубопроводу в зонах стиску дорівнюють компенсуючому діянню зрушення довколишнього ґрунту на межах зон розтягу і стиску. Компенсуючі значення абсолютнох деформацій трубопроводу в зонах стиску довколишнього ґрунту (DC і KC на рис. 1) визначають за формулами

$$\Delta l_{\text{к.} DC} = \frac{\Delta l_{\text{тр.к}} l_{DC}}{l_{MD} + l_{DC}}, \quad (18)$$

$$\Delta l_{\text{к.} KC} = \frac{\Delta l_{\text{тр.к}} l_{KC}}{l_{NK} + l_{KC}}. \quad (19)$$

Графік абсолютнох деформацій трубопроводу в зоні стиску показано на рис. 2 штрихпунктирною лінією з двома крапками.

Згідно з результатами розрахунку за новою методикою максимальні деформації трубопроводу відмічають на ділянках, прилеглих до меж зони впливу гірничої виробки, що підтверджується досвідом підробки. На підставі викладеного при розробці проектів підробки і рекомендацій з раціонального використання вугілля під трубопроводами необхідно разом з розрахунками за вимогами галузевого стандарту [1] виконувати порівняльні розрахунки деформованого стану трубопроводів за новою методикою.

1. ГСТУ 101.00159226.001-2003. Правила підробки будівель, споруд і природних об'єктів при видобуванні вугілля підземним способом. — Чинний з 01.01.2004.
2. Інструкція по проектированию защиты, строительству и эксплуатации газопроводов на территории угольных бассейнов Украинской ССР: РДИ 204.025-91 УССР. — Утв. Гос. Комитетом УССР по жилищно-коммунальному хозяйству. — Донецк: Донпромстройнинпроект, 1991. — 58 с.
3. Руководство по проектированию зданий и сооружений на подрабатываемых территориях. Ч. III. Башенные, транспортные и заглубленные сооружения, трубопроводы / Донецкий Промстройнинпроект Госстроя СССР, НИИСК Госстроя СССР. — М.: Стройиздат, 1986. — 225 с.
4. Караваев Ю.И. Защита трубопроводов от влияния горных выработок. — М.: Недра, 1970. — 127 с.

ПРОЕКТ 6.4

Дослідження причин утворення тріщин технологічного походження у зварних з'єднаннях труб і розроблення заходів щодо підвищення ресурсу та надійності експлуатації лінійної частини магістральних трубопроводів

УДК 621.643.1/2

ТРЕЩИНОПОДОБНЫЕ ДЕФЕКТЫ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОИСХОЖДЕНИЯ В СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЯХ ГАЗО-, НЕФТЕПРОВОДНЫХ ТРУБ

А.А. РЫБАКОВ, канд. техн. наук, Т.Н. ФИЛИПЧУК, Л.В. ГОНЧARENКО, инженеры
(Институт электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины)

Рассмотрены основные типы трещиноподобных дефектов в сварных соединениях, образующихся при производстве газо-, нефтепроводных труб. На примере трещин в участках швов труб, ремонт которых осуществляется многослойной сваркой под флюсом, рассмотрены причины и способы предотвращения их возникновения.

Ключевые слова: трубопровод, труба, сварное соединение, трещина, структура, многослойная сварка

Общепризнано, что основными причинами отказов магистральных трубопроводов являются эксплуатационные дефекты, главным образом, коррозионного происхождения, а также дефекты, образовавшиеся при строительстве трубопроводов и производстве труб [1, 2 и др.]. Считают, что дефекты, связанные с изготовлением труб и строительно-монтажными работами, в большей мере проявляются в начальный период эксплуатации трубопроводов. По мере увеличения длительности работы трубопроводов существенно возрастает количество аварий из-за коррозионных повреждений. В то же время, как свидетельствуют результаты выполненных в последнее время исследований ряда отказов магистральных трубопроводов, в том числе после длительной эксплуатации, нередко их причиной может быть наличие в сварных соединениях трещиноподобных дефектов, образовавшихся еще на стадии изготовления труб.

Проведенный в рамках данной темы анализ указанных отказов и исследование технологических процессов изготовления труб на трубных заводах позволил установить характерные виды, особенности и механизм образования в сварных соединениях таких трещиноподобных дефектов. К ним можно отнести:

- продольные кристаллизационные трещины, в том числе значительной протяженности, выявляемые в первых (наружных) продольных швах двустороннего сварного соединения труб, главным образом, при применении двухслойной технологии сварки (без предварительного соединения кромок технологическим швом) [3, 4];
- продольные трещиноподобные дефекты в металле швов труб, связанные с усадочной рыхлостью, которая образуется при многодуговой сварке под флюсом с повышенной скоростью в процессе кристаллизации последних порций жидкого металла сварочной ванны [5];
- холодные поперечные трещины в швах, образование которых может быть вызвано воздействи-

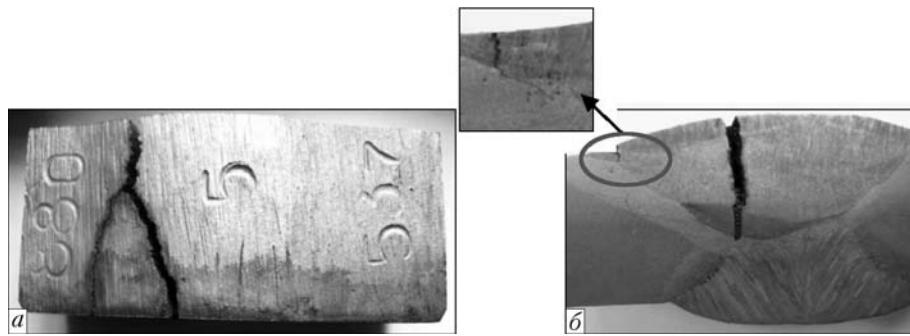


Рис. 1. Макрошлиф образца с трещиной в зоне ремонта продольного шва: *а* — вид сверху макрошлифа со снятым усилением шва; *б* — поперечное сечение

ем двух основных факторов: формирования в металле шва закалочных структур и/или наличия избыточного водорода [6–8 и др.];

- трещины разной ориентации metallургического происхождения, обусловленные локальным изменением химического состава металла швов труб, что в основном является следствием попадания в шов экзогенных частиц. Например, известны случаи возникновения трещин в металле швов в связи с местным его обогащением углеродом и марганцем из-за наличия «корольков» во флюсе и формированием в связи с этим хрупких структурных составляющих с высокой твердостью [9];

- трещины-надрывы в окколошовной зоне сварных соединений труб, образование которых в основном связано с нарушением формы прикромочной зоны трубной заготовки, низким качеством поверхности штрапса или загрязненностью его приповерхностных слоев грубыми неметаллическими включениями;

- трещины в «ремонтных» участках швов труб, где проводили исправление выявленных ранее дефектов (пор, шлаковых включений, непроваров и др.) с предварительным их удалением и последующей механизированной многослойной (многопроходной) сваркой под флюсом, зарождающиеся, как правило, в последних слоях «ремонтного» шва;

В данной статье в качестве примера рассмотрены результаты исследования образования трещин в металле швов труб на участках, отремонтированных с применением многослойной сварки. Материалы, касающиеся исследований других указанных видов трещиноподобных дефектов в сварных соединениях труб и методов их устранения, будут представлены в последующих публикациях.

Известно, что ремонт продольных швов труб с предварительным удалением «внутренних» дефектов рекомендуется проводить с применением сварки в многослойном исполнении. В этом случае каждый предыдущий валик подвергается термообработке при выполнении последующего, благодаря чему снижаются напряжения, возникающие при сварке в условиях жесткого контура. Наиболее часто применяют механизированную сварку под флюсом. Выбор сварочных материалов (флюса, проволоки) производят с учетом требований к комплексу характеристик металла «ремонтного»

шва, в частности, его ударной вязкости, которые обычно принимают такими же, как и для продольного шва. Для выполнения этих требований применяют сварочные материалы, обеспечивающие дополнительное легирование швов, что, как показали исследования, может привести к чрезмерному увеличению содержания легирующих компонентов в металле последних слоев «ремонтного» шва и образованию трещин.

На рис. 1 приведена фотография макрошлифа сварного соединения трубы с такой трещиной в зоне ремонта, выполненного многослойной сваркой под флюсом. В исследуемом случае «ремонт» продольного шва трубы производили дуговой сваркой в один или более слоев (каждый слой выполняли в один или несколько проходов) с применением проволоки Св-08ХМ и флюса АН-60. Выявленные дефекты представляли собой холодные трещины, как правило, зарождающиеся в последнем слое «ремонтного» шва и распространяющиеся затем в металл предыдущих слоев этого шва, а также в металле ЗТВ.

В исследуемых «ремонтных» швах выявлено повышенное содержание легирующих элементов (марганца, кремния, хрома, молибдена). При этом уровень легирования каждого последующего слоя по отношению к предыдущему возрастал. Так, массовая доля указанных элементов в последнем слое «ремонтных» швов составляла, %: 0,60–0,92 Si; 2,35–2,97 Mn; 0,38–0,58 Cr; 0,28–0,31 Mo. Для сравнения массовая доля элементов в металле швов на участках, не подвергавшихся ремонту, находилась в следующих пределах, %: 0,38–0,41 Si; 1,74–1,85 Mn; 0,05 Cr; 0,13–0,17 Mo. Повышенное легирование «ремонтного» шва привело к формированию в его металле участков структуры верхнего бейнита (рис. 2, *а*), обладающей пониженной пластичностью и вязкостью и к обогащению ферритной матрицы кремнием, что также снижает ее пластичность, и образованию развитой сетки полигонизационных границ (рис. 2, *в*). Указанные структурные особенности обусловили высокую склонность металла «ремонтных» швов к образованию трещин, что подтверждается наличием в большинстве исследуемых образцов, кроме крупных трещин, выходящих на поверхность шва, сетки микротрещин, четко локализую-

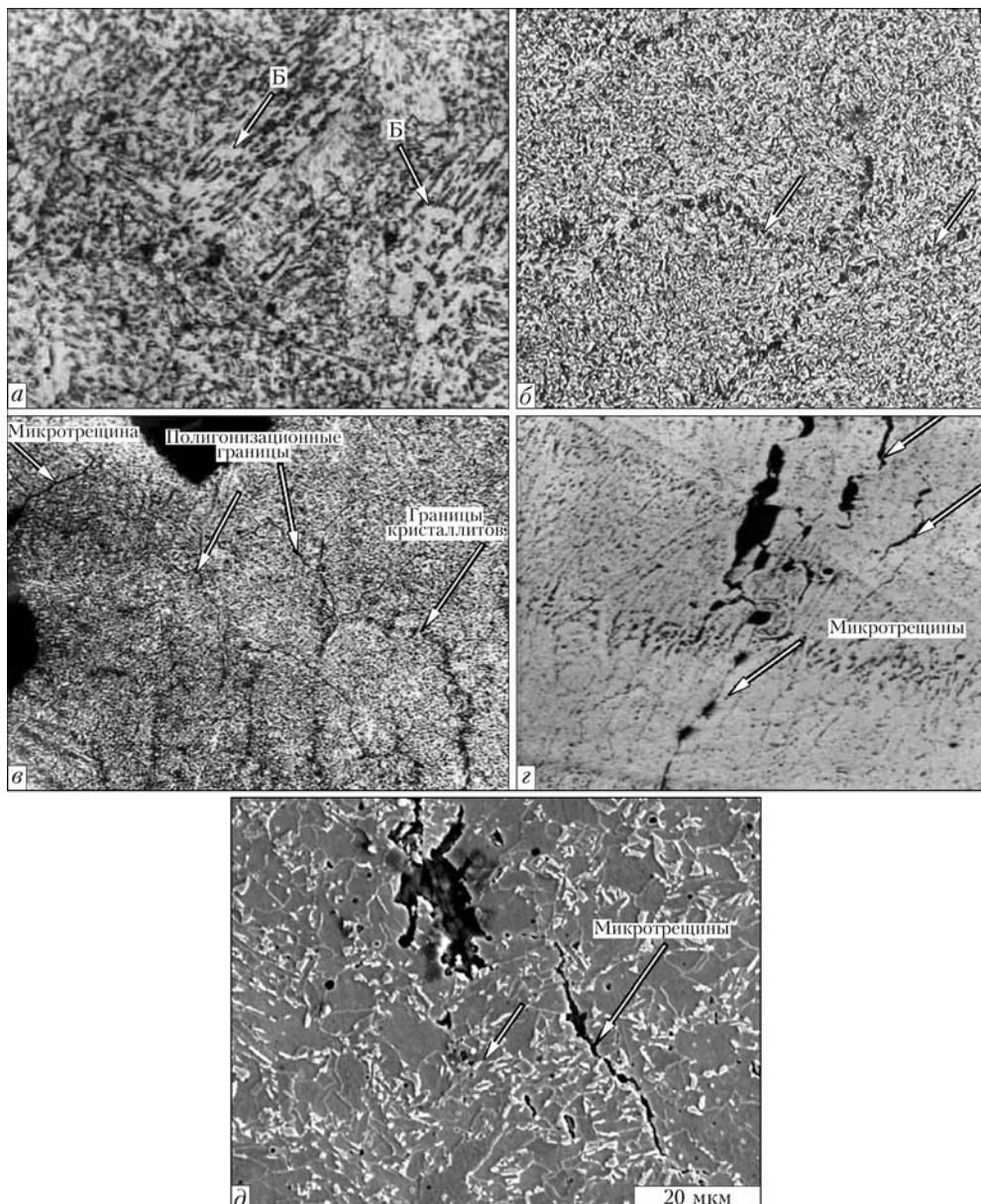


Рис. 2. Микроструктуры металла «ремонтных» швов с трещинами: *a* — последний слой, $\times 400$, травление в нитale; *б* — промежуточный слой, $\times 200$, травление в нитale; *в* — микротреции в последних слоях, $\times 200$, травление в насыщенном водном растворе пикриновой кислоты; *г* — микротреции в последних слоях, $\times 50$; *д* — микротреции в последних слоях; *а*–*г* — оптическая металлография; *д* — растровая металлография

шихся по полигонизационным границам (рис. 2, *в*–*д*). Источником повышенного легирования металла «ремонтного» шва явились сварочные материалы, применяемые при его выполнении — проволока (хром, молибден) и флюс (кремний, марганец).

С целью уменьшения опасности образования трещин в ремонтных участках и оптимизации сварочных материалов для ремонта швов труб с применением многослойной сварки выполнена серия опытов по изучению перехода основных легирующих элементов из сварочных материалов (флюса и проволоки) в металл многослойного «ремонтного» шва.

В опытах использовали ряд часто применяемых в трубосварочном производстве сварочных материалов: проволоку марок Св-08ГА, Св-10Г2, Св-

08ХМ, Св-08Г1НМА (Св-07Г1НМА), агломерированный флюс алюминатно-основного типа марок ОР 107 производства фирмы «Oerlicon» и ОК 10.71 производства фирмы ESAB, плавленый флюс марок АН-60 и АН-67Б, а также их смесь в различном соотношении.

Ремонт (имитацию операции ремонта) проводили на образцах наружных продольных швов труб размерами $1420 \times 15,7$ и $1420 \times 18,7$ мм из стали X70, сваренных с применением проволоки Св-07Г1НМА и смеси флюсов АН-60 (60 %) и АН-67Б (40 %). Выборки условных дефектов имели следующие размеры: длина 285–320 мм, глубина 6–8 мм, ширина 15–20 мм. Количество слоев 4–6.

Химический состав металла «ремонтных» швов, выполненных с применением различных сварочных материалов, приведен в табл. 1, 2.

РЕСУРС

Таблица 1. Химический состав металла «ремонтных» швов первой серии опытов, выполненных с применением различных сварочных материалов (ремонт наружного шва трубы размером 1420×18,7 мм), %

Условный шифр образца	Сварочные материалы	Зона конт- роля*	C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	Ti	Nb
1	Св-10Г2, АН-60 (80 %) + + АН-67Б (20 %)	1	0,071	0,420	1,70	0,046	0,194	0,153	0,016	0,009
		2	0,077	0,470	1,79	0,046	0,236	0,182	0,017	0,008
		3	0,091	0,620	2,35	0,063	0,090	0,043	H/обн.	0,004
		4	0,076	0,840	2,88	0,061	0,062	0,008	»	0,002
		5	0,073	0,810	2,85	0,058	0,054	0,004	»	0,002
2	Св-10Г2, АН-60(60 %) + + АН-67Б (40 %)	2	0,080	0,436	1,69	0,078	0,192	0,158	0,016	0,008
		3	0,076	0,642	2,28	0,072	0,086	0,044	H/обн.	0,003
		4	0,090	0,783	2,42	0,086	0,063	0,023	»	0,002
		5	0,080	0,793	2,57	0,070	0,06	0,012	»	0,001
3	Св-10Г2, АН-60 (20 %) + + АН-67Б (80 %)	2	0,073	0,458	1,82	0,080	0,205	0,168	0,015	0,008
		3	0,100	0,334	2,30	0,090	0,090	0,046	H/обн.	0,002
		4	0,080	0,330	2,52	0,090	0,077	0,030	»	0,001
		5	0,088	0,337	2,70	0,080	0,070	0,013	»	0,001
4	Св-10Г2, АН-67Б (100 %)	2	0,079	0,430	1,64	0,085	0,230	0,190	0,018	0,008
		3	0,069	0,420	1,72	0,040	0,220	0,170	0,017	0,007
		4	0,066	0,260	2,11	0,070	0,090	0,040	H/обн.	0,001
		5	0,080	0,290	2,30	0,070	0,110	0,060	»	0,002
5	Св-08ХМ, АН-60 (80 %) + + АН-67Б (20 %)	2	0,075	0,454	1,69	0,090	0,187	0,160	0,015	0,008
		3	0,079	0,358	1,75	0,520	0,120	0,278	H/обн.	0,003
		4	0,670	0,335	1,74	0,645	0,090	0,300	»	0,002
		5	0,072	0,330	1,77	0,668	0,090	0,310	»	0,002
6	Св-08ХМ, АН-60 (60 %) + + АН-67Б (40 %)	2	0,070	0,433	1,65	0,090	0,180	0,190	0,015	0,008
		3	0,073	0,450	1,58	0,430	0,127	0,267	H/обн.	0,004
		4	0,060	0,447	1,56	0,646	0,090	0,322	»	0,002
		5	0,056	0,405	1,56	0,560	0,080	0,282	»	0,002
7	Св-08ХМ, АН-60(20 %) + + АН-67Б (80 %)	2	0,074	0,429	1,62	0,084	0,180	0,150	0,015	0,008
		3	0,064	0,460	1,55	0,420	0,110	0,257	H/обн.	0,003
		4	0,570	0,457	1,47	0,680	0,090	0,300	»	0,002
		5	0,060	0,460	1,60	0,606	0,090	0,300	»	0,002
8	Св-08ХМ, АН-67Б (100 %)	2	0,072	0,436	1,70	0,047	0,230	0,183	0,017	0,008
		3	0,069	0,364	1,75	0,390	0,164	0,280	»	0,004
		4	0,069	0,298	1,79	0,550	0,120	0,305	»	0,002
		5	0,073	0,294	1,75	0,570	0,120	0,303	»	0,002

* В зоне контроля 1, 2 — металл внутреннего и наружного рабочих швов соответственно; 3—5 — зоны контроля металла «ремонтного» шва в порядке заполнения выборки. Поскольку область возбуждения в ряде случаев превышала размеры отдельного слоя, зона контроля не всегда соответствовала конкретному слою шва.

Как показали исследования первой группы образцов (табл. 1, рис. 3, 4), существенное (по сравнению с металлом продольного шва, подвергаемого ремонту) увеличение массовой доли основных легирующих элементов (марганца, кремния, хрома, молибдена) наблюдается уже во втором слое «ремонтного» шва. В процессе последующего заполнения выборки зафиксировано дальнейшее, хотя и менее значительное, увеличение содержания указанных легирующих элементов.

Следует отметить, что определение химического состава металла отдельных слоев спектральным методом вызывало некоторые методические сложности, поскольку размеры зоны возбуждения при спектральном анализе на используемом оборудовании часто превышали размеры конкретного слоя шва. В связи с этим при исследовании второй

группы образцов определяли химический состав металла только последних слоев (табл. 2).

Анализируя полученные данные о химическом составе металла последних слоев исследуемых «ремонтных» швов, выполненных с применением различных сварочных материалов, с точки зрения перехода основных легирующих элементов можно отметить следующее.

Содержание кремния в металле «ремонтного» шва для исследуемых сочетаний сварочных материалов в основном определяется составом применяемого флюса. Наибольшее обогащение металла шва кремнием, как и следовало ожидать, наблюдается при использовании плавленого высококремнистого марганцевого кислого флюса АН-60. При этом повышение содержания марганца в сварочной проволоке способствует дополнительному

Таблица 2. Химический состав последних слоев «ремонтных» швов второй серии, выполненных с применением различных сварочных материалов (ремонт наружного шва трубы размером 1420×15,7 мм), %

Условный шифр	Марка флюса	C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	Ti	Nb
Сварочная проволока Св-08ГА Ø1,6 мм									
11	AH-60	0,052	0,807	2,238	0,029	0,055	0,050	H/обн.	0,006
13	OP 107	0,063	0,390	2,436	0,036	0,080	0,078	0,002	0,006
12	AH-67Б	0,079	0,270	2,545	0,031	0,069	0,055	0,003	0,007
Сварочная проволока Св-10Г2 Ø1,6 мм									
1	AH-60	0,060	1,007	2,428	0,046	0,053	0,032	0,002	0,003
3	OK 10.71	0,088	0,722	2,368	0,063	0,074	0,067	0,003	0,009
4	OP 107	0,065	0,460	2,376	0,059	0,075	0,068	0,006	0,010
2	AH-67Б	0,061	0,322	2,890	0,051	0,042	0,022	0,004	0,004
Сварочная проволока Св-08Г1НМА Ø2,0 мм									
9	AH-60	0,044	0,970	1,967	0,033	0,475	0,534	H/обн.	0,005
7	OK 10.71	0,071	0,674	2,156	0,047	0,412	0,431	0,006	0,011
6	OP 107	0,059	0,446	2,117	0,043	0,363	0,404	0,003	0,014
10	AH-67Б	0,056	0,280	2,348	0,035	0,467	0,515	0,002	0,006
Сварочная проволока Св-08ХМ Ø2,0 мм									
18	AH-60	0,044	0,761	1,701	0,370	0,193*	0,368	0,001	0,009
15	OP 107	0,049	0,553*	1,701	0,584	0,204*	0,411	0,004	0,009
16	AH-67Б	0,052	0,251	1,748	0,512	0,071	0,356	0,001	0,009

*Очевидно, что при контроле металла «ремонтного» шва в зону возбуждения попал наружный рабочий шов, выполненный проволокой Св-08Г1НМА.

увеличению массовой доли кремния в металле шва (рис. 5).

Так, массовая доля кремния в металле последних слоев «ремонтного» шва, выполненного под флюсом AH-60, составляет от 0,76 до 1,00 % в зависимости применяемой проволоки. Минимальное содержание кремния зафиксировано при применении проволоки Св-08ХМ, максимальное — при Св-10Г2. Высокое содержание кремния в металле «ремонтного» шва наблюдается также при использовании смеси флюсов AH-60 и AH-67Б при доле флюса AH-60 более 50 % (0,78–0,84 % при сварке проволокой Св-08ГА). Довольно существенное обогащение кремнием металла «ремонтно-

го» шва зафиксировано и при использовании агломерированного флюса OK 10.71 с 21,4 % SiO_2 (от 0,67 до 0,72 % в зависимости от марки проволоки). В то же время применение алюминатного флюса (плавленого марки AH-67Б или агломерированного марки OP 107) при выполнении многослойных ремонтных наплавок практически не приводит к обогащению металла шва кремнием. При этом повышение содержания марганца в проволоке практически не влияет на массовую долю кремния в металле последних слоев «ремонтного» шва (рис. 5). Содержание кремния в металле шва, выполненного под флюсом AH-67Б, находилось в пределах 0,25–0,32 %, а под флюсом OP 107 —

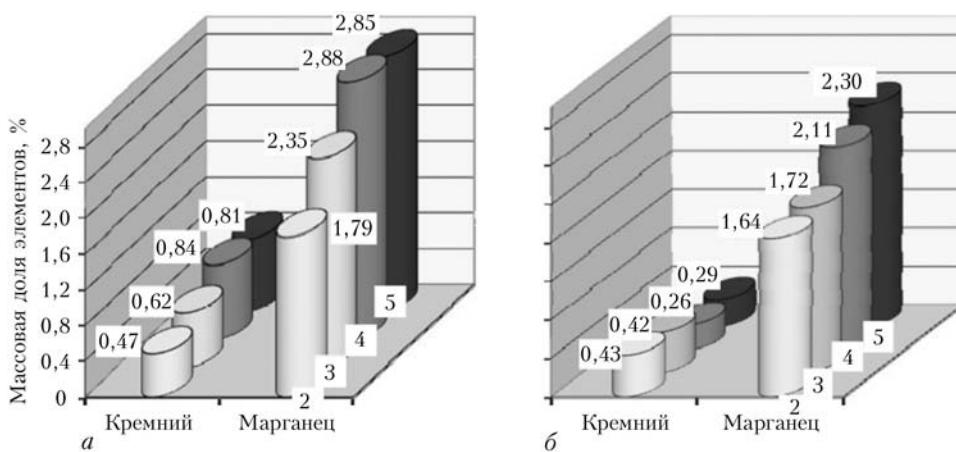


Рис. 3. Массовая доля кремния и марганца в металле различных слоев «ремонтного» шва, выполненного проволокой Св-10Г2: *a* — смесь флюсов: AH-60 (80 %) + AH-67Б (20 %); *б* — флюс AH-67Б (*б*); здесь и на рис. 4 — 2–5 — условный шифр зоны контроля; 2 — наружный рабочий шов, подвергавшийся ремонту; 3–5 — зоны контроля «ремонтного» шва в порядке заполнения выборки

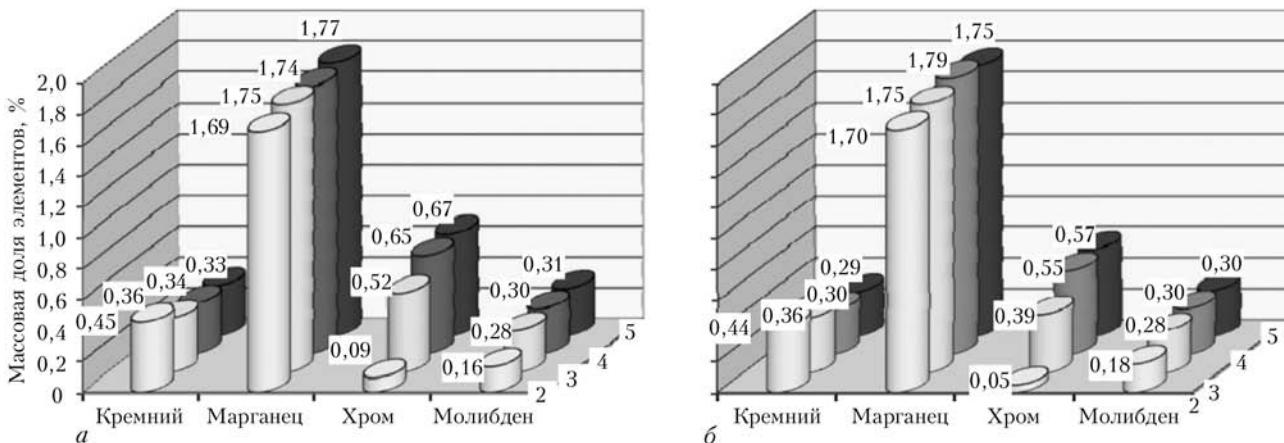


Рис. 4. Массовая доля элементов в металле различных слоев «ремонтного» шва, выполненного проволокой Св-08ХМ: а — смесь флюсов АН-60 (80 %) + АН-67Б (20 %); б — флюс АН-67Б

0,39–0,46 % (в зависимости от применяемой проволоки).

Массовая доля марганца в металле «ремонтных» швов этой серии опытов при любом сочетании сварочных материалов, за исключением варианта, при котором применяли проволоку Св-08ХМ, находилась на уровне 2 % и более. Массовая доля марганца в металле этих швов (в зависимости от применяемого флюса и количества выполненных слоев) изменялась в пределах: от 2,0 до 2,90 (для проволоки Св-10Г2); от 2,0 до 2,40 (для проволоки Св-08Г1НМА или Св-07Г1НМА); от 2,2 до 2,5 % (для проволоки Св-08ГА).

Для рассматриваемых вариантов сочетания сварочных материалов можно отметить также следующие закономерности изменения содержания марганца. Массовая доля марганца планомерно возрастала при увеличении количества слоев «ремонтных» швов. Содержание марганца в «ремонтном» шве увеличивалось по мере его повышения в сварочной проволоке (см. табл. 1 и 2, швы, сваренные проволокой Св-10Г2 по сравнению со швами, выполненными проволоками Св-08ГА и Св-08Г1НМА). Вместе с тем при сварке проволокой Св-08ХМ, имеющей в своем составе не более

1,0 % марганца, массовая доля этого элемента мало изменялась с увеличением количества слоев, причем в металле последних слоев его количество в зависимости от применяемого флюса не превышало 1,7–1,8 % (см. табл. 1, 2, рис. 4).

При выполнении многослойных ремонтных плавок с применением легированной проволоки марок Св-08ХМ или Св-08Г1НМА металл шва существенно обогащается также молибденом, никелем и хромом. В случае сварки с использованием проволоки марки Св-08Г1НМА и флюса исследуемых марок, массовая доля молибдена в металле последних слоев находится в пределах 0,41–0,53 %, никеля — 0,36–0,47 %. При использовании проволоки марки Св-08ХМ молибден содержится в последнем слое на уровне 0,30–0,41 %, а хром — 0,37–0,58 %.

Повышенное содержание в металле «ремонтных» швов (особенно последних слоев) легирующих элементов, активно влияющих на развитие окислительно-восстановительных реакций и структурообразование, закономерно привело к формированию соответствующих фаз в структуре металла. Как известно, загрязненность неметаллическими включениями металла швов определяется ти-

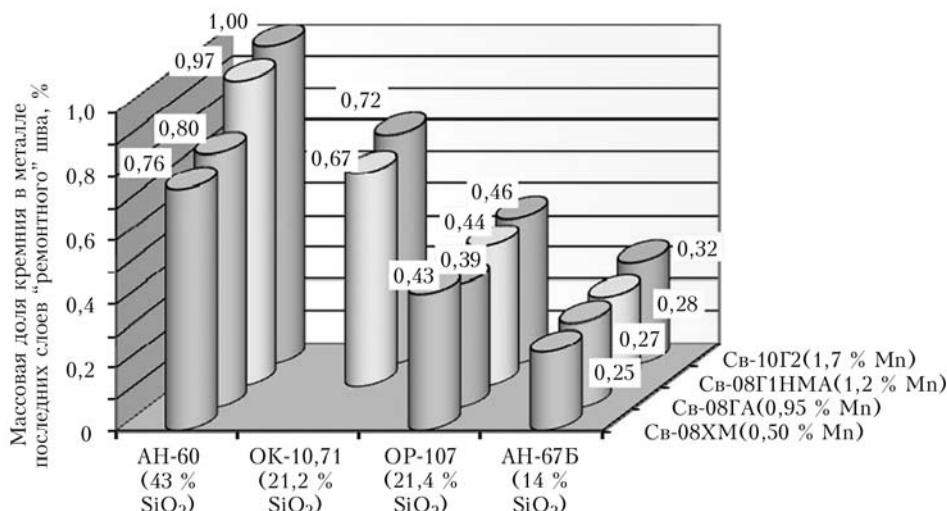


Рис. 5. Содержание кремния в металле последних слоев «ремонтного» шва в зависимости от применяемых сварочных материалов (в скобках приведено содержание марганца в проволоке и SiO₂ во флюсе)

пом используемого флюса и мало зависит от применяемой проволоки. В исследуемых образцах максимальная загрязненность металла по объемной доле и размерам неметаллических включений зафиксирована при сварке под высококремнистым марганцевым плавленым флюсом АН-60. Объемная доля неметаллических включений в металле последних слоев в случае использования флюса АН-60 находилась на уровне 0,82 %. Для остальных испытуемых марок флюса объемная доля неметаллических включений в последнем слое «ремонтного» шва была заметно ниже: 0,41, 0,32 и 0,29 % при сварке под флюсом марок ОК 10.71, АН-67Б и ОР 107 соответственно.

Собственно структура металла шва в большей мере зависит от уровня легирования применяемой проволоки. При выполнении многослойных «ремонтных» швов проволокой легированных марок (Св-08Г1НМА, Св-08ХМ) в силу повышенного содержания марганца, молибдена, хрома и никеля, снижающих температуру превращения аустенита, в металле последних слоев наряду со структурой игольчатого феррита (основной фазовой составляющей металла продольного рабочего шва, выполненного теми же сварочными материалами) формируются участки верхнего бейнита, увеличивается количество МАК-фазы, образуется относительно развитая сетка полигонизационных границ. Формирование отдельных полигонизационных границ в металле «ремонтного» шва, выполненного указанными проволоками, начинается уже во втором слое, а в третьем и последующих слоях эти границы располагаются в виде замкнутых контуров. Кроме того, в промежуточных слоях такого многослойного шва на участках повторного нагрева могут формироваться пограничные образования второй фазы (МАК-фазы) (см. рис. 2, б). Металлу с такими структурно-фазовыми характеристиками свойственна относительно низкая стойкость против образования трещин и невысокие значения ударной вязкости металла.

В случае выполнения многослойных наплавок марганцовистой проволокой Св-08ГА и особенно Св-10Г2 превращение аустенита в процессе охлаждения происходит при более высокой температуре, поэтому в металле шва, кроме игольчатых форм феррита, наблюдаются довольно значительное количество пластинчатой формы феррита — феррита с упорядоченной карбидной фазой, а также отдельные участки полигонального доэвтектоидного феррита и единичные — перлита. Такой структуре также присущи низкие вязкие свойства металла.

Выполненные исследования «ремонтных» швов позволили установить следующее: образование холодных, как правило, продольных трещин в ме-

талле многослойных «ремонтных» швов обусловлено постепенным увеличением от слоя к слою массовой доли легирующих элементов (молибдена, хрома, марганца и кремния), поступающих в шов, главным образом, из сварочных материалов (проводки и флюса). Повышенный уровень легирования металла последних слоев шва приводит к формированию участков структуры верхнего бейнита, обогащению ферритной матрицы кремнием, образованию развитой системы полигонизационных границ. Указанные структурные особенности металла многослойных «ремонтных» швов являются основной причиной образования в них холодных трещин.

Следует отметить, что ни одно из исследуемых в данной статье сочетаний сварочных материалов, обычно применяемых в трубосварочном производстве, не позволило достигнуть оптимальный химический состав и, следовательно, структуру металла многослойного «ремонтного» шва, обеспечивающие требуемый комплекс его характеристик (достаточную стойкость против образования трещин и необходимые механические свойства, в первую очередь, ударную вязкость). Для этой цели рекомендовано использовать агломерированный алюминиатный флюс небольшой основности и проволоку Mn–Mo-системы легирования, содержащей ограниченное количество марганца (0,8–1,2 %) и молибдена (0,30–0,40 %).

Результаты исследований могут быть использованы также при многослойной сварке металлических конструкций из низко- и микролегированной стали.

1. Кузнецов В.В., Ляпин А.А., Монахов Р.Е. Сравнительный анализ статистических данных по аварийности на магистральных трубопроводах в России и в Западной Европе // Нефть, Газ и Бизнес. — 2007. — № 1/2. — С. 49–56.
2. Мазур И.И., Иванцов О.М. Безопасность трубопроводных систем. — М.: Елима, 2004. — 1097 с.
3. Мандельберг С.Л., Рыбаков А.А., Сидоренко Б.Г. Стойкость сварных соединений трубных сталей против кристаллизационных трещин // Автомат. сварка. — 1972. — № 3. — С. 1–4.
4. Сварка в CO₂ сборочных швов прямошовных труб большого диаметра / С.Л. Мандельберг, А.А. Рыбаков, Л.И. Файнберг и др. // Там же. — 1972. — № 11. — С. 56–58.
5. Мандельберг С.Л., Семенов С.Е. Образование усадочных раковин на поверхности шва при многодуговой сварке под флюсом с повышенной скоростью // Там же. — 1962. — № 6. — С. 17–20.
6. Мандельберг С.Л., Буслинский С.В., Богачек Ю. Влияние водорода на образование холодных трещин в швах при сварке трубных сталей // Там же. — 1984. — № 2. — С. 2–5.
7. Макаров Э.Л. Холодные трещины при сварке легированных сталей. — М.: Машиностроение, 1981. — 248 с.
8. Гриеняк И. Свариваемость сталей. — М.: Машиностроение, 1984. — 215 с.
9. Мандельберг С.Л. Многодуговая сварка на повышенной скорости с колебанием электрода поперек шва // Автомат. сварка. — 1965. — № 2. — С. 8–13.

ПРОЕКТ 6.5

Механізація орбітального зварювання для підвищення надійності та подовження ресурсу транспортних трубопроводів при їх модернізації і будівництві у складних умовах

УДК 621.791.7

ВПЛИВ АКТИВУЮЧОГО ФЛЮСУ НА ТЕХНОЛОГІЧНІ ПОКАЗНИКИ ОРБІТАЛЬНОГО АРГОНОДУГОВОГО ЗВАРЮВАННЯ

М.М. САВИЦЬКИЙ, д-р техн. наук, **О.М. САВИЦЬКИЙ**, канд. техн. наук, **В.М. ВАЩЕНКО**,
Ю.М. ШКРАБАЛЮК, **І.А. КОРОВІН**, інженери
(Ін-т електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України)

Застосування активуючого флюсу при орбітальному зварюванні неплавким електродом забезпечує однопроходне зварювання без розкриття кромок трубопроводів з товщиною стінки до 6 мм або товщину кореневого проходу до 5 мм при багатопроходному зварюванні труб з товщиною стінки, що перевищує 6 мм. Він знижує залежність зварювального струму від просторового положення електрода, зменшує об'єм та прискорює кристалізацію зварювальної ванни, що дозволяє суттєво спростити техніку виконання неповоротних стиків. Для реалізації даного способу розроблено зварювальний апарат, в конструкції якого передбачена можливість автоматичного керування ним за допомогою програмованого контролера. Це забезпечує можливість автоматизації процесу орбітального зварювання.

Ключові слова: активуючий флюс, неповоротний стик, орбітальне зварювання, техніка зварювання, зварювальний апарат

Специфікою сучасного етапу розвитку вітчизняної економіки є її переважна орієнтація на широке застосування нафти і газу в енергетиці, металургії, хімічній промисловості, на транспорті та в інших галузях. Це вимагає підтримання в постійному робочому стані мережі трубопроводів для їх доставки до місця безпосереднього використання чи переробки. Крім цього, завданням Енергетичної Стратегії України [1] до 2030 р. є диверсифікація постачання газу для внутрішніх потреб. Серед альтернативних джерел розглядається Азербайджан, країни Центральної Азії, Середземномор'я і Північної Африки. Особливістю для цих напрямків постачання газу є наявність морських акваторій. Світовий досвід свідчить, що для відстаней від 400 до 2500 морських миль будівництво морських газогонів великої протяжності технічно складне і дороге. Економічно вигідніше перевозити газ у стисненому стані танкерами-газовозами, для чого необхідні кораблі, які оснащені балонами великої місткості, довжиною до кількох сотень метрів, в світовій практиці їх розглядають як короткі трубопроводи.

Як правило, модернізацію та ремонт уже існуючих трубопроводів, будівництво нових в складних геологічних умовах, а також обмеженого робочого простору доводиться виконувати із вкрай утрудненим або неможливим доступом в середину труби. Analogічні проблеми виникають і при мон-

тажі балонів великої місткості всередині танкерів-газовозів. У цих умовах неможливо застосовувати пристрій для формування зворотної сторони шва, або техніку виконання двосторонніх зварювальних з'єднань. Зварні з'єднання доводиться виконувати односторонніми швами із формуванням їх зворотного боку «навису». При цьому необхідно враховувати, що такі конструкції за умовами експлуатації та наслідками руйнування відносяться до категорії особливо відповідальних і до якості зварювальних швів при їх монтажі висуваються підвищенні вимоги. Особливо це стосується кореневих швів, якість виконання яких визначає працездатність, надійність і довговічність всього зварного з'єднання.

При сучасному рівні зварювальних техніки і технологій формування зварного шва без підкладки здатні забезпечити лише два добре відомі способи зварювання: ручне дугове зварювання штучними електродами та аргонодугове зварювання неплавким електродом.

За деякими відомостями в певних умовах зворотне формування зварювальних швів «навису» забезпечує також і зварювання плавким електродом в захисних газах [2]. Однак практична перевірка спроможності даного способу зварювання забезпечити формування зварного шва без підкладки показала, що на даний момент це питання вимагає додаткового дослідження та доопрацювання.

Досвід, набутий в галузі орбітального зварювання, свідчить, що ручне дугове зварювання штучними електродами хоча і здатне забезпечувати формування зворотного боку зварного шва

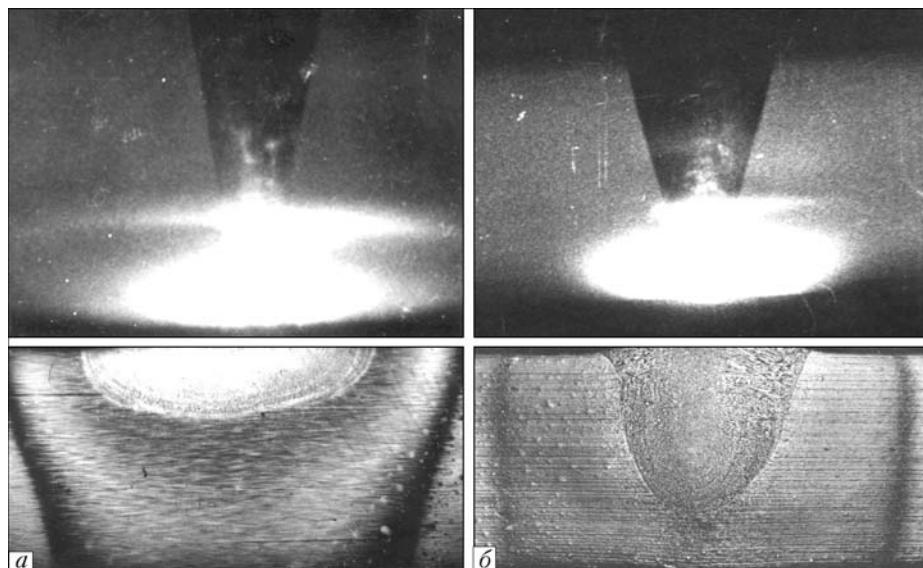


Рис. 1. Розміри стовпа дуги і зони проплавлення при дуговому зварюванні без активуючого флюсу (а) та з активуючим флюсом (б)

без підкладки, однак має низку суттєвих недоліків. Перший — це цілковита залежність якості зварного з'єднання від людського фактора, тобто кваліфікації зварника, та його самопочуття. Наслідком впливу людського фактора є дефекти типу несплавлення кромок, непровару кореня шва, а також недотримання параметрів режиму зварювання та інші порушення технологічного процесу. Другим суттєвим недоліком ручного дугового зварювання покритими електродами, особливо при зварюванні з попереднім розкриттям кромок, є утруднене видалення шлаку з розкриття перед тим, як виконувати наступний прохід. І це ускладнюється зі збільшенням глибини розкриття, особливо по краях зварного шва та призводить до зашлаковок у шві і є дефектом, який необхідно виправляти.

До суттєвих недоліків ручного дугового зварювання відноситься також і те, що даний спосіб не передбачає можливості механізації, не говорячи вже про автоматизацію. Хоча відомо, що механізація і автоматизація орбітального зварювання різко знижує рівень дефектності зварних з'єднань.

На сьогодні найбільш доступним способом механізованого зварювання, що забезпечує високоякісне формування зварного шва в усіх просторових положеннях, є аргонодугове зварювання неплавким електродом. Про якість неповоротних стиков, виконаних цим способом, свідчить його широке використання при будівництві та ремонті трубопроводів АЕС і ТЕС, де вимоги до якості зварних з'єднань надзвичайно високі. Крім того, даний спосіб надзвичайно перспективний з точки зору автоматизації.

Однак незважаючи на всі переваги традиційне аргонодугове зварювання має суттєвий недолік, який різко обмежує його застосування. Це мала проплавляюча здатність дуги, в результаті чого сталі товщиною понад 3 мм доводиться зварювати з попереднім розкриттям кромок, яке потім заповнюється за рахунок присадкового дроту. Тому

даний спосіб зварювання використовується лише там, де основною вимогою є гарантована висока якість зварних швів.

Виправити ситуацію дозволяє застосування розроблених в ІЕЗ ім. Є.О. Патона спеціальних активуючих флюсів [3], що збільшує глибину проплавлення в 2–3 рази порівняно з традиційним способом на однаковому струмі (рис. 1).

При зварюванні з активуючими флюсами (ATIG-способом) за рахунок їхнього впливу на фізико-хімічні процеси в дузі відбувається її стискання і підвищення густини струму, що супроводжується концентрацією нагрівання та підвищеннем газодинамічного тиску на центр зварювальної ванни. В результаті відбувається занурення дуги в метал і глибина проплавлення збільшується, що дозволяє зварювати в фіксованому просторовому положенні метал товщиною до 10–12 мм за один прохід без розкриття кромок і присадкового дроту.

Основною особливістю орбітального зварювання є постійна зміна просторового положення електрода та зварювальної ванни, а також співвідношення сил, що діють на рідкий метал (рис. 2) і відповідним чином впливають на якість формування зварного шва.

Гравітаційна сила, обумовлена масою зварювальної ванни, завжди спрямована вниз і стимулює витікання металу з ванни. Її протидіє сила поверхневого натягу, яка завжди спрямована на утримання рідкого металу в зварювальній ванні. Сила газодинамічного тиску дуги залежно від просторового положення зварювальної ванни може або сприяти витіканню металу із ванни (рис. 2, положення 1), або утримувати його у ванні (рис. 2, положення 5). Таким чином, відповідно до рис. 2 при зварюванні на спуск (положення 1–5) сила газодинамічного тиску дуги поступово нарощує сприяння силі поверхневого натягу і утриманню рідкого металу у ванні. І навпаки, при зварюванні на підйом (положення 5–8, 1) вона поступово посилює свою протидію силі поверхневого натягу.

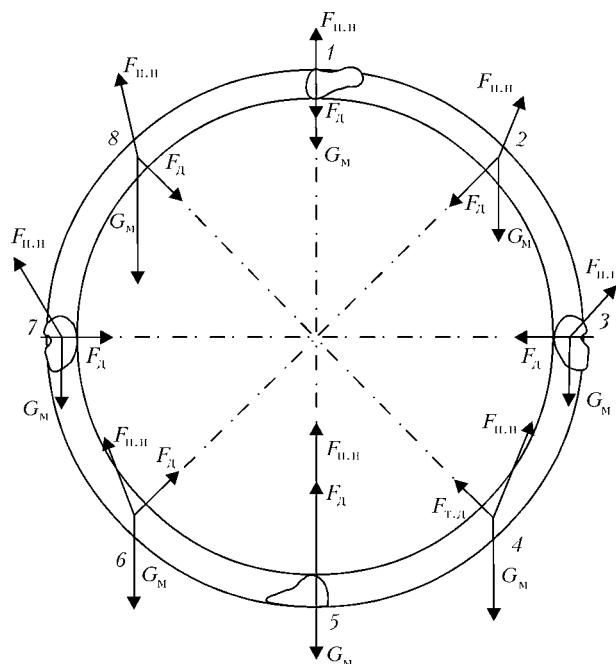


Рис. 2. Схема взаємодії сил в зварювальній ванні при орбітальному зварюванні вертикальних стиків ($F_{\text{п.н}}$ — сила поверхневого натягу рідкого металу; $F_{\text{д.д}}$ — сила тиску дуги на ванну; G_m — гравітаційна сила)

Сила тиску дуги на ванну визначається зварювальним струмом, тому на тих ділянках стику, де вона сприяє утриманню металу у ванні зварювальний струм поступово збільшують, а там, де протидіє силі поверхневого натягу, струм зменшують. На практиці стик розбивають на сектори (рис. 3) і для кожного сектора підбирають своє оптимальне значення зварювального струму. Це забезпечує необхідну якість формування зварних швів без непроварів і пропалення, а також без надмірного провисання всередину труби чи назовні.

Відповідно до характеру зміни зварювального струму змінюється і об'єм зварюальної ванни. Збільшення струму супроводжується збільшенням об'єму рідкої зварюальної ванни, і навпаки, коли зварювальний струм знижується, об'єм зварюальної ванни зменшується. Тому всі зміни зварювального струму повинні бути збалансовані і по можливості мінімальні, аби не призвести до витікання зварюальної ванни через те, що порушиться рівновага сил у ній, особливо при зварюванні

Таблиця 1. Параметри режиму зварювання вертикального стику труб з товщиною стінки 6 мм

Просторова орієнтація електрода, град	$v_{\text{зв}}$, м/год	I , А	U , В
0–45	6	175	10
45–90	6	175	10
90–135	6	185	10
135–180	6	185	10
180–225	6	180	10
225–270	6	180	10
270–315	6	175	10
315–360	6	175	10

в положенні «в стелю», коли гравітаційна сила буде більшою ніж рівнодіюча сил поверхневого натягу металу та тиску дуги на ванну.

Така техніка виконання неповоротних стиків вимагає застосування спеціальних програмованих джерел зварювального струму, обладнаних спеціальними системами контролю, через те, що при традиційних способах зварювання зміни струму залежно від просторового положення пальника можуть досягати 20–40 %. Застосування активуючих флюсів, як показали результати виконаних досліджень, різко обмежує цю залежність, а також забезпечує можливість застосувати інші методи впливу на умови формування зварних швів. Однак при цьому товщина металу, що зварюється за один прохід без розкриття кромок і присадкового дроту, обмежується 6 мм.

Одним з факторів, який визначає якість формування зварних швів при орбітальному зварюванні, є швидкість кристалізації зварювальної ванни. Чим швидше кристалізується метал зварювальної ванни, тим менша вірогідність його пропалення, витікання з ванни та пропалення стику.

При зварюванні з активуючим флюсом зварювальна ванна кристалізується значно швидше, ніж при традиційному способі. Це обумовлено тим, що при зварюванні з активуючими флюсами ванна в кілька разів глибша та вужча і має іншу просторову форму, ніж при традиційному способі. Відповідно покращується тепловідівді в основний метал, який є основним поглиначем акумульованого у ванні тепла.

Ця особливість ATIG-способу різко зменшує необхідність регулювання зварювального струму залежно від просторового положення електрода. В табл. 1 наведено експериментальні значення струму при орбітальному зварюванні труб з товщиною стінки 6 мм. Видно, що при орбітальному зварюванні ATIG-способом зміна зварювального струму залежно від просторового положення електрода не перевищує 6 %. Практичний досвід свідчить, що максимальне значення зміни зварювального струму при орбітальному зварюванні ATIG-способом може досягати 10 %, що в 3–4 рази менше ніж при традиційному аргонодуговому зварюванні. Така незначна залежність зварювального струму від просторового положення електрода при зварюванні ATIG-способом дозволила застосувати інші методи впливу на умови формування зварного з'єднання в різних просторових положеннях і значно спростити техніку орбітального зварювання та обладнання для її реалізації.

Відомо, що якість формування зварного з'єднання залежить від тепловкладення в нього під час зварювання. Умови формування зварних швів покращуються із зменшенням тепловкладення в метал, бо це обмежує перегрівання з'єднання, прискорює кристалізацію металу шва та різко зменшує вірогідність утворення дефектів у ньому. Тепловкладення в зварне з'єднання визначається

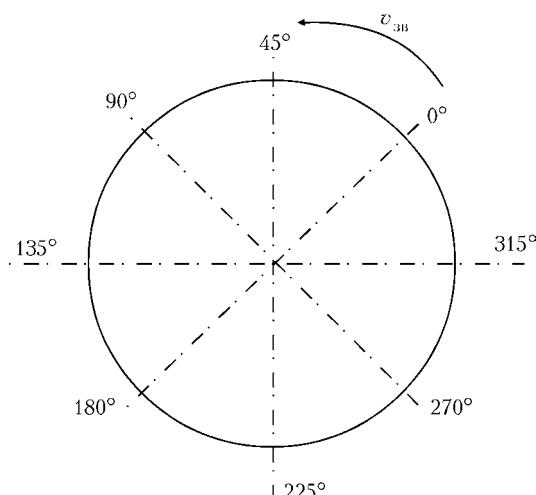


Рис. 3. Схема виконання неповоротного стику трубопроводу

погонною енергією зварювання, яка в свою чергу визначається як теплова потужність дуги поділена на швидкість зварювання q/v_{3B} . Теплова потужність дуги у свою чергу визначається як зварювальний струм I , помножений на напругу дуги U і коефіцієнт корисної дії η , тобто

$$q = IU\eta. \quad (1)$$

Відповідно погонна енергія зварювання

$$\frac{q}{v_{3B}} = \frac{IU\eta}{v_{3B}}, \quad (2)$$

тобто змінювати погонну енергію зварювання можна за рахунок зміни зварювального струму або швидкості зварювання і цим регулювати умови формування зварних швів.

Встановлено, що проплавляюча здатність дуги дозволяє за рахунок зміни швидкості орбітального зварювання забезпечувати необхідні умови для якісного формування зварних швів, аналогічно до тих, які в традиційних варіантах створюються зміною зварювального струму залежно від просторового положення електрода. Відповідно до рис. 2 при зварюванні на спуск із положення 1 до положення 5 швидкість зварювання поступово зменшується, а при зварюванні на підйом із положення 5 до положення 1 вона поступово зростає.

На рис. 4 наведено загальний вигляд зворотного боку зварного шва, виконаного орбітальним зварюванням ATIG із зміною швидкості зварювання при постійному зварювальному струмові залежно від просторового положення електрода. Формування зварного шва відбувалось «навису» без підкладки. Видно, що даний спосіб регулювання тепловкладення у зварне з'єднання забезпечує високу якість формування зварних з'єднань.

Подальші дослідження показали, що застосування даного способу регулювання умов формування зварного з'єднання можливе лише при орбітальному зварюванні ATIG, при якому зміна погонної енергії зварювання залежно від просторового положення електрода не перевищує 8–10 %. При орбітальному зварюванні традиційним

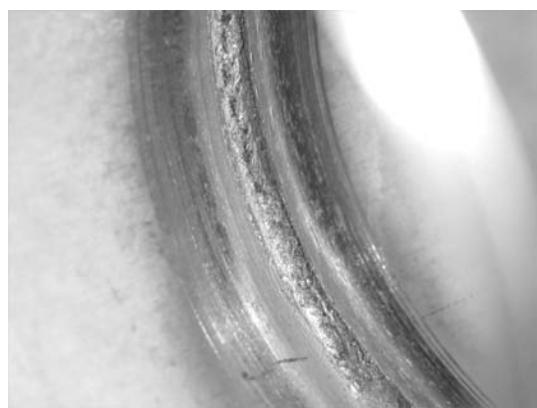


Рис. 4. Формування зварного шва навису при орбітальному зварюванні ATIG на постійному зварювальному струмі із зміною швидкості зварювання

argonodуговим способом через те, що зміна погонної енергії залежно від просторового положення електрода досягає 20–40 % застосування даного способу неефективно.

У випадку, коли товщина стінки труби перевищує 6 мм, для її проплавлення доводиться збільшувати зварювальний струм, що супроводжується збільшенням об'єму, маси і теплоємності рідкої зварювальної ванни. Процес формування зварного шва по довжині стику погіршується. В деяких випадках рідкий метал може витікати з ванни. Тому при більшій товщині стінки труби (10, 12 мм і більше) зварювання неповоротного стику необхідно виконувати за кілька проходів з обов'язковим попереднім розкриттям кромок.

Перший прохід — кореневий — виконується з активуючим флюсом. Товщина кореневого проходу — до 5 мм. Це пов'язано з тим, що при збільшенні товщини стінки труби до 10–12 мм і більше підвищується інтенсивність відведення тепла із зони зварювання дещо невідворотно зменшується глибину проплавлення. Намагання підтримати глибину проплавлення на рівні 6 мм за рахунок збільшення зварювального струму привело б лише до погіршення якості формування кореневого шва через зростання об'єму рідкого металу в зварювальній ванні. Крім цього, необхідно враховувати і той факт, що із збільшенням діамет-



Рис. 5. Загальний вигляд кореневого шва, виконаного орбітальним зварюванням ATIG

Таблиця 2. Механічні властивості зварних з'єднань, виконаних однопрохідним способом ATIG

Марка сталі	σ_t , МПа	σ_b , МПа	δ , %	ψ , %	KCU , Дж/см ²	KCV , Дж/см ²	Кут загину, град	Примітка
Сталь 20	288,3 374,4	412,3 499,3	23,3 22,6	67,9 71,6	— 100	— 66	— 180	— Тріщин немає
09Г2С	280,7 270,3	455,4 503,4	16,0 18,3	64,0 62,0	— 116	— 78	— 180	—
17Г1С	363,3 363,3	507,9 517,8	17,4 17,3	58,4 58,6	— 111	— 72	— 180	—

Примітка. В чисельнику наведено значення для основного металу, а в знаменнику — для зварного з'єднання.

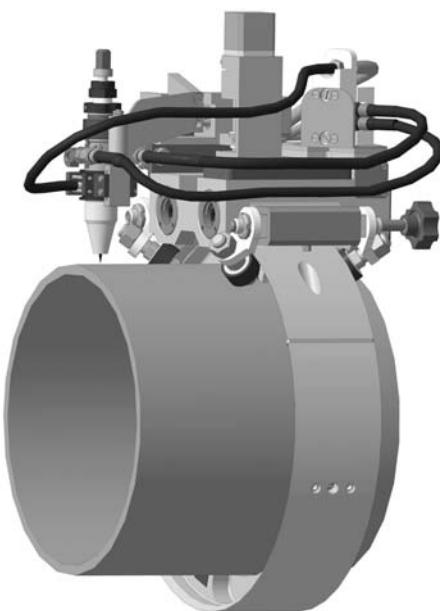


Рис. 6. Загальний вигляд апарату для орбітального зварювання ATIG неповоротних стиків трубопроводів

ра зварювальних труб збільшується і їх овальність. Через це при стиковці труб виникають зміщення кромок. Напрацьований в даному напрямку практичний досвід свідчить, що через овальність товщина кореневого проходу може зменшитись до 4,0–4,5 мм. Таким чином, товщина кореневого проходу може коливатись в межах 4,0–5,0 мм. Це необхідно враховувати при виконанні першого заливочного проходу.

На рис. 5 наведено зовнішній вигляд кореневого проходу стику труbi діаметром 325 мм з товщиною стінки 10 мм.

Як свідчать результати випробувань (табл. 2) зварних зразків із сталей 20, 09Г2С, 17Г1С, зварні з'єднання, виконані з активуючим флюсом, за показниками міцності й пластичності не поступаються основному металу.

Для реалізації технології орбітального зварювання неплавким електродом з активуючим флюсом розроблено апарат (рис. 6). В його конструкції передбачена можливість автоматичного керування ним за допомогою програмованого контролера. В контроллер за допомогою комп’ютера вводиться програма, відповідно до якої він керує про-

цесом зварювання. Залежно від задач, які необхідно розв’язувати, програми можуть бути різного рівня складності. Найпростіша передбачає переміщення апарату вздовж зварюваного стику з постійною швидкістю та його автоматичну зупинку після виконання стику. Програми більш високого рівня складності передбачають комплекс багатоходових операцій, що виконуються послідовно одна за одною в автоматичному режимі, відповідно до конкретних умов. Це забезпечує можливість повної автоматизації процесу орбітального зварювання.

Висновки

1. Застосування активуючих флюсів при орбітальному аргонодуговому зварюванні неплавким електродом забезпечує можливість виконання однопрохідних зварних з'єднань при товщині стінки труbi до 6 мм, а при багатопрохідному зварюванні більш товстостінних труб з товщиною кореневого проходу до 5 мм.

2. Встановлено, що зварювання ATIG різко послаблює залежність параметрів режиму від просторового положення електрода. При традиційному способі орбітального аргонодугового зварювання зміна зварювального струму залежно від просторового положення досягає 40 %, а при ATIG-способі не перевищує 8–10 %, що дозволяє поліпшувати умови формування зварного шва навису за рахунок зміни швидкості зварювання залежно від просторового положення електрода.

3. Розроблено конструкцію апарату для орбітального зварювання ATIG з можливістю автоматичного програмного керування. Програми можуть передбачати комплекс багатоходових операцій, що виконуються послідовно одна за одною в автоматичному режимі відповідно до конкретних умов, що забезпечує повну автоматизацію процесу орбітального зварювання.

1. Енергетична стратегія України на період до 2030 року: схвалена розпорядженням КМУ від 15.03.2006 р. № 145-р. — К., 2006. — 129 с.
2. Савицкий А.М., Ващенко В.Н., Бобров И.В. Особенности сварки изделий с защитным эмалевым покрытием // Автомат. сварка. — 2006. — № 3. — С. 37–39.
3. Савицкий М.М., Лесков Г.И. Механизм влияния электропротицательных элементов на проплавляющую способность дуги с вольфрамовым катодом // Там же. — 1980. — № 9. — С. 17–22.

ПРОЕКТ 6.6

Підвищення працездатності та подовження ресурсу діючих трубопроводів шляхом розробки і застосування технології формування клеєзварних і металокомпозитних муфт

УДК 621.791.019

ПОВЫШЕНИЕ РАБОТОСПОСОБНОСТИ И ПРОДЛЕНИЕ РЕСУРСА ДЕЙСТВУЮЩИХ ТРУБОПРОВОДОВ ПУТЕМ РАЗРАБОТКИ И ПРИМЕНЕНИЯ ТЕХНОЛОГИИ ФОРМИРОВАНИЯ КЛЕЕСВАРНЫХ И МЕТАЛЛОПОЛИМЕРНЫХ МУФТ

Ю.С. ВАСИЛЬЕВ, канд. техн. наук, **Л.С. ПАРШУТИНА**, инж.

(Институт электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины)

Проанализировано напряженно-деформированное состояние kleesварных конструкций, установленных на дефектной трубе в зависимости от модуля упругости отверженного kleевого композиционного материала. Разработана технология формирования усиливающих конструкций для ремонта местных дефектов трубопроводов без прекращения транспортировки продуктов. Исследована эффективность снижения кольцевых напряжений в стенке трубы при установке kleesварных и металлополимерных муфт.

Ключевые слова: ремонт трубопровода, kleesварная муфта, металлополимерная муфта, бандажирование, полимерный композиционный материал

Украина имеет разветвленную сеть трубопроводов для транспортировки природного газа, нефти и нефтепродуктов. Общая длина только магистральных трубопроводов, которые находятся в управлении НАК «Нафтогаз України», превышает 42 тыс. км. В настоящее время отрасль работает в условиях жесткого дефицита финансовых средств, что создает проблемы обеспечения эксплуатационной надежности линейной части магистральных трубопроводов. Эффективным способом снижения затрат на поддержание работоспособности участков магистральных трубопроводов является использование выборочного метода ремонта без остановки перекачки продукта, позволяющего значительно экономить материальные ресурсы. Принятие решения о конструктивно-технологическом варианте ремонта определяется степенью опасности дефекта, точность которой обуславливает достоверность ожидаемой величины остаточного ресурса [1].

Существует ряд способов восстановления стенки и работоспособности действующих трубопроводов, находящихся под давлением, с использованием сварочных или родственных технологий. Безогневые способы основаны на применении стеклопластиковых оболочек или бандажирования труб с помощью стальных колец, проволоки или ленты. Использование данных способов возможно только там, где гарантируется отсутствие эрозионного из-

носа и коррозии внутренней поверхности стенки трубопровода.

Наиболее широко применяемым средством восстановления прочности участков с поверхностными дефектами на действующем трубопроводе являются полнохватывающие сварные муфты. В ИЭС им. Е.О. Патона разработаны усиливающие конструкции и технологии их формирования для ремонта дефектов всех типов [1], основная цель использования которых состоит в частичной разгрузке дефектного участка трубопровода, что в ряде случаев является достаточным для изменения характеристики дефекта из «недопустимого» в «допустимый» [2].

Опыт по восстановлению эксплуатационных параметров дефектных участков магистральных трубопроводов показал, что наибольшую опасность представляют комбинированные дефекты типа глубоких вмятин и гофров с надрезами, трещинами, коррозионными поражениями сквозного или поверхностного характера. Практика усиления участков с подобного рода дефектами выявила достаточную эффективность оболочечных конструкций типа «труба в трубе», когда полость между трубой и полнохватывающей муфтой заполняется специальными составами (некоррозионноактивная жидкость, бетон, цементно-песчаный заполнитель, эпоксиды).

В ИЭС им. Е.О. Патона проведены исследования по разработке технологии формирования kleesварных и металлокомпозитных муфт с использованием отечественных kleевых полимерных композиционных материалов.

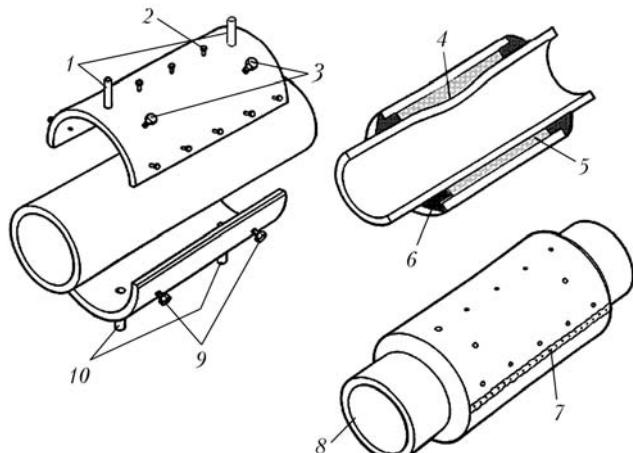


Рис. 1. Конструктивно-технологическая схема заполнения клеесварной муфты композиционным материалом [3]: 1, 10 – соответственно выходной и входной патрубки; 2 – контрольные болты; 3, 9 – установочные болты; 4 – отремонтированное повреждение; 5 – композитный состав; 6 – герметик; 7 – муфта собирается на месте из двух полумуфт при помощи продольных сварных швов; 8 – отремонтированный участок трубы, готовый к повторной изоляции

Впервые технология ремонта трубопровода с помощью муфт, заполняемых эпоксидной смолой, была предложена компанией «British Gas» [3]. Клеесварная ремонтная конструкция состоит из стальной муфты, сваренной из двух полумуфт, которая формируется на дефектной трубе с кольцевым зазором с помощью установочных болтов (рис. 1). Торцы ремонтной конструкции заполняются быстроотверждающимся герметиком. В нижнюю полумуфту ввинчиваются два входных патрубка, по которым подается композитный состав. В верхней полумуфте имеется 8 контрольных отверстий и два стальных патрубка, предназначенных для выпуска воздуха и контроля уровня композитного состава при закачке.

Степень разгрузки трубы с дефектом, ресурс и долговечность трубопровода, имеющего дефектный участок с повреждением, существенно зависят от физико-механических свойств отверженного композитного материала, находящегося в межтрубном пространстве. Заполнение кольцевого зазора и получение композитной оболочки сопоставимо с процессом получения полимерных деталей литьем под давлением. Литьевые полимеры всегда модифицируют для улучшения технологических свойств, снижения стоимости, однако главная цель модификации состоит в их усилении [4]. Усиление предполагает повышение прочности, твердости, модуля упругости, трещиностойкости, т. е. степени сопротивления композиционного материала внешним силовым воздействиям. При выборе состава композита в качестве заполнителя межтрубного зазора в kleesварной муфте нами учитывались его деформационные, прочностные и реологические свойства, соотнося эти параметры с технологическими критериями и геометрическими характеристиками kleesварной муфты.

Анализ напряженно-деформированного состояния (НДС) kleesварной ремонтной конструкции

проведен для кольцевой трубной катушки, длина которой равна ширине установленной на нее муфты. Этот конструктивный вариант соответствует плоской задаче взаимодействия муфты с трубой через промежуточную kleевую прослойку и позволяет воспользоваться разработанными методиками расчета круговых колец и разобраться с особенностями силовой работы такой конструкции.

Предполагается, что в результате радиальной деформации трубы при действии внутреннего давления происходит упругое сжатие kleевого слоя и включение в работу полноохватывающей муфты. В упругой стадии кольцевые напряжения в трубе не превышают значений предела текучести, а в kleевом слое — предела прочности при сжатии. Априори релаксация напряжений в kleевом слое в температурном интервале ремонта и эксплуатации является длительным процессом, поэтому на этапе нагружения трубопровода внутренним давлением влиянием ползучести в kleевом слое можно пренебречь. Считаем, что напряжения сжатия в kleевом слое σ_k равны давлению P_k , т. е. труба оказывается под действием внутреннего давления P_t и внешнего давления P_k , а муфта — под действием точно такого же внутреннего давления P_k .

Получена аналитическая зависимость эффективности использования kleesварной муфты для снижения напряжений в стенке ремонтируемой трубы в зависимости от физико-механических свойств композита и геометрических характеристик:

$$P_k = \frac{P_t}{1 + tR_m^2/\delta_m R_t^2 + t\delta_k E_t/E_k R_t^2}, \quad (1)$$

где E_t , E_k — модули упругости стали и композита; R_t , R_m — радиусы трубы и муфты; t — толщина стенки трубы; δ_m и δ_k — толщины муфты и композита.

Из рис. 2 видно, что kleевые композиции с модулем упругости при сжатии $E_k \geq 1000$ МПа наиболее эффективны при использовании ремонтной kleesварной муфты. Оптимальная толщина kleевого слоя составляет 5–10 мм. При установке kleesварной муфты с зазором более 20 мм целесообразно использовать высоконаполненные kleевые композиции с $E_k \geq 3000$ МПа.

Для заполнения межтрубного пространства kleesварной муфты разработан композиционный материал «Коутекс-КМ» на основе kleевой полимерной матрицы «Коутекс», промышленно выпускаемой в Украине. Полимерная система «Коутекс» является основным компонентом разработанных в ИХБС НАНУ kleевых композиций для ремонта металлических и железобетонных конструкций в меняющихся погодных условиях (температура и влажность), а также при склейивании под водой. Клеи имеют высокие характеристики трещиностойкости при воздействии циклических нагрузок и температурных колебаний окружающей среды. Рецептурное модифицирование полимерной матрицы «Коутекс» проводили полидисперсным на-

полнением, при котором размеры частиц наполнителя отличаются в 50–100 раз. Это обеспечивает заполнение мелкими фракциями промежутков между крупными, что повышает физико-механические характеристики композита и снижает объемную усадку в процессе его полимеризации.

Усовершенствована технология приготовления «Коутекс-КМ» путем раздельного введения макро- и микронаполнителей в полимерную матрицу. Макроструктурированный компонент приготавливается введением низкодисперсных частиц кварцевого песка размером 50–100 мкм и стабилизируется Аэросилом А175. Микроструктурированный компонент — введением ультрадисперсных частиц оксида алюминия размером 50–100 нм в полимерную матрицу «Коутекс», модифицированную антипластификатором. Компоненты композиции готовятся в лабораторных условиях при длительном перемешивании. Приготовление «Коутекс-КМ» в трассовых условиях осуществляется смешением макро- и микроструктурированных компонентов с отвердителем.

Физико-механические свойства композиции «Коутекс-КМ»

Прочность, МПа:	
при растяжении	22,0
сжатии	100,0
Модуль упругости при сжатии, ГПа	3,4–3,7
Модуль упругости при растяжении, ГПа	1,9–2,3
Объемная усадка, %	0,5
Время жизнеспособности, мин	120,0

Исследование эффективности использования kleesварной муфты проводили на макете с заполнением межтрубного пространства разработанным композитом согласно технологической схеме (рис. 1). В качестве трубы использовали баллон из стали ХГСА (внешний диаметр 240 мм, длина цилиндрической части 550 мм, толщина стенки 3,5 мм). Полнохватывающая муфта изготовлена из листовой стали Ст3 (внутренний диаметр 246 мм, ширина 240 мм, толщина стенки 3 мм). Тензодатчики (база — 20 мм) монтировались на внешней поверхности баллона и внутренней муфты. Установка муфты на баллоне осуществлялась четырьмя установочными болтами с обеспечением равномерного по периметру зазора 3 мм. Герметизация торцов муфты выполнена kleem-герметиком на основе MS-полимера.

Испытания макета kleesварной муфты, заполненной композитом, при ступенчатом нагружении внутренним давлением до 15 МПа и последующим снижением до 0 (50 циклов) показали, что стенки баллона и муфты работают совместно (рис. 3). После окончания испытаний муфту демонтировали. Композиционный материал «Коутекс-КМ» полностью заполнил межтрубное пространство и сохранил целостность после циклического нагружения.

Результаты проведенных исследований свидетельствуют, что композиционный материал «Коутекс-КМ» соответствует технологическим условиям

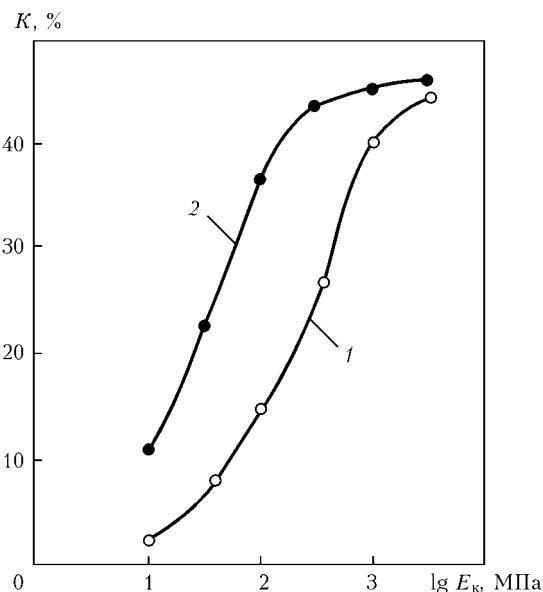


Рис. 2. Коэффициент снижения напряжений в стенке ремонтируемой трубы K при установке kleesварной муфты в зависимости от модуля упругости E_k композита и диаметра трубы: 1 — 530, 2 — 1220 мм

заполнения полости kleesварной муфты и обеспечивает снижение напряжений в стенке трубы в месте установки муфты на 44–47 %.

Широкое применение стеклопластиковых муфт для ремонта дефектных мест на линейных участках магистральных трубопроводов выявило, что эффективность такого ремонта возрастает, если бандажирование проводится с высоким уровнем предварительного натяга армирующих материалов [5]. Это объясняется тем, что эффективная работа стеклопластика характеризуется деформациями около 2,5 %, в то время как сталь упруго деформируется до 0,2–0,3 %.

В ИЭС им. Е.О. Патона проведены исследования по определению возможности продления остаточного ресурса трубопровода за счет локального усиления поврежденного участка путем установки ремонтной металлополимерной муфты. Формирование муфты осуществлялось однорядной намоткой высокопрочной проволоки на дефектный участок трубы с одновременным нанесением полимерного

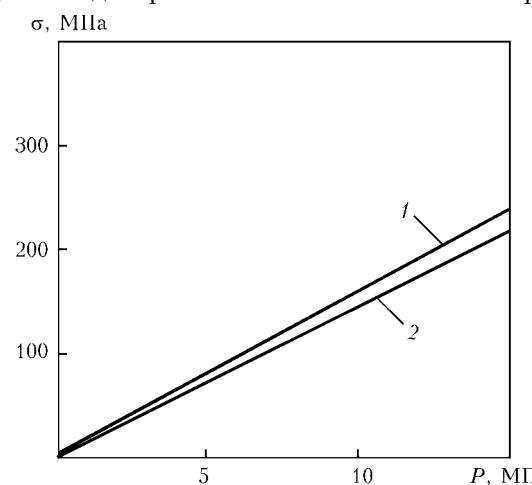


Рис. 3. Изменения кольцевых напряжений σ в стенках трубы 1 и муфты 2 при нагружении внутренним давлением P

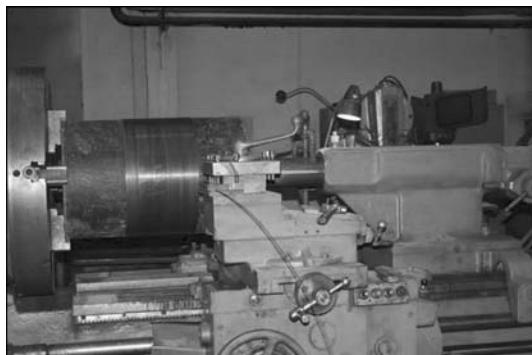


Рис. 4. Намоточное устройство на базе токарного станка

связующего. Для бандажирования использовали проволоку стальную углеродистую пружинную из стали марки сталь 70 (ГОСТ 9389–75) диаметром 3 мм, временное сопротивление разрыву которой 1620–1860 МПа.

Экспериментальные исследования по отработке технологии навивки проволоки и выявлению характера потерь предварительного напряжения сжатия в стенке оболочки проводили на трубной катушке 530×8×800 мм. Длина однорядной проволочной муфты принята 300 мм, что позволяет не учитывать жесткое закрепление торцов трубной катушки в намоточном устройстве. На внутреннюю поверхность катушки, непосредственно под местом формирования проволочной муфты, были наклеены и оттапированы тензодатчики. Навивку проволоки проводили на намоточном устройстве с контролируемым усилием натяжения и одинаковым шагом витков, обеспечивающих их плотное прилегание (рис. 4). Длительность формирования однорядной проволочной муфты при скорости вращения трубной катушки 5 об./мин составила 25 мин. Установлено, что при намотке проволоки с натяжением 1,0 кН кольцевые напряжения предварительного сжатия в стенки трубной катушки составили 22,0–25,0 МПа. Это в 2 раза ниже расчетных значений, когда не учитываются силы трения, имеющие место в процессе контактного взаимодействия проволоки с внешней поверхностью трубы при обжатии последней.

Эффективность усиления дефектного участка трубопровода установкой металлополимерной проволочной муфты оценивали по результатам сравнительных гидравлических испытаний при нагружении внутренним давлением двух натурных трубных образцов (труба прямошовная, изготовленная электродуговой сваркой) из стали 12Г2С ГОСТ 20295–85 размерами 530×8×2000 мм. На внешнюю поверхность трубных образцов были нанесены искусственные трещиноподобные дефекты, ориентированные вдоль оси трубопровода, одинаковых

размеров: длина $L = 130$ мм, ширина $b = 8$ мм, глубина $h = 5$ мм (рис. 5). Размеры трещиноподобных дефектов выбраны с учетом создания более жестких условий работы муфты и ее более раннего включения в процесс совместного деформирования с трубой. Согласно п. 5.4.7 ВБН В.3.1-00013741-07:2007 [6] максимальная длина дефекта составляет:

$$L_{kp} = 1,12 B\sqrt{Dt}. \quad (2)$$

Для дефектов, имеющих глубину менее 80 % толщины стенки трубы

$$B = \sqrt{\left(\frac{h/t}{1,11ht - 0,15}\right)^2 - 1}. \quad (3)$$

Согласно расчетам для $D_h = 530$ мм; $t = 8$ мм; $h = 5$ мм; $B = 1,15$; $L_{kp} = 83,4$ мм < 130 мм – принятые искусственные трещиноподобные дефекты относятся к «недопустимым».

Установку металлополимерной проволочной муфты на трубный образец с трещиноподобным дефектом осуществляли в следующей последовательности: разметка места формирования муфты и приварка шпилек для крепления проволоки на начальной и завершающей стадиях; установка трубного образца на токарный станок и контрольная проверка шага навивки и усилия натяжения проволоки; заполнение дефекта и нанесение клеевой композиции на основе MS-полимера на внешнюю поверхность трубного образца; намотка проволочной муфты по слою клея и закрепление конца проволоки; нанесение MS-полимера на внешнюю поверхность муфты для дополнительного заполнения межвиткового пространства; отверждение полимерного покрытия. Трубный образец с установленной металлополимерной проволочной муфтой показан на рис. 6.

Сравнительные гидравлические испытания двух трубных образцов с полуэллиптическими днищами (с металлополимерной проволочной муфтой и без) доводили до предельного состояния. Съемку процесса разрушения выполняли в реальном масштабе времени цифровой видеокамерой, позволяющей записывать процесс со скоростью 24 кадра/с. Механизм и результаты разрушения оказались разными для двух трубных образцов. Глобальное разрушение трубного образца без муфты произошло при давлении 10 МПа, причем трещина вышла за пределы дефекта и длина ее составила около 460 мм (рис. 7, а).

Анализ диаграммы нагружения трубного образца с металлополимерной муфтой (рис. 8) показал, что до нагружения 12 МПа труба и проволочная оболочка работают совместно (зона I). При давлении выше этого значения начинается пластическое

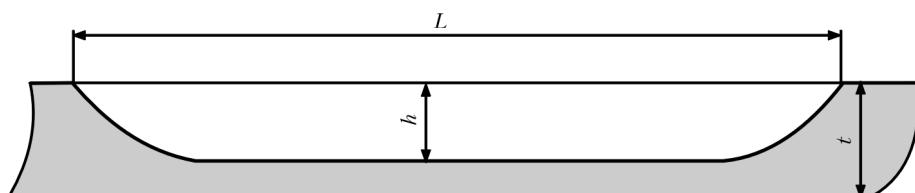


Рис. 5. Схема профиля искусственного трещиноподобного дефекта

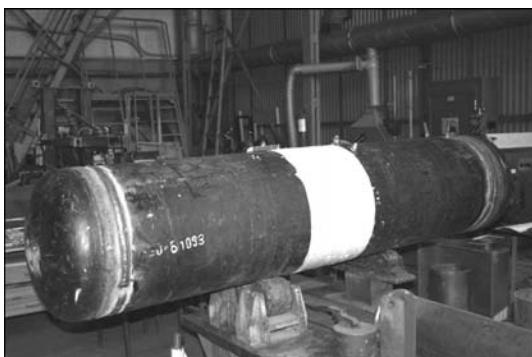


Рис. 6. Трубный образец с установленной металлополимерной проволочной муфтой

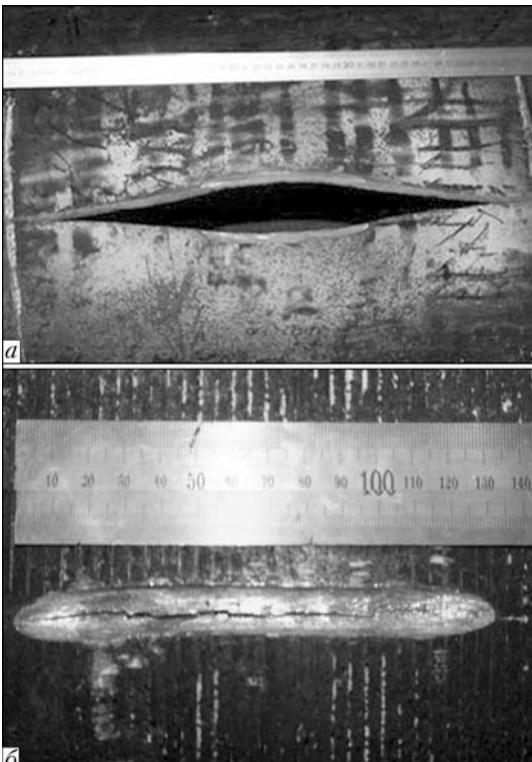


Рис. 7. Характер разрушения трубных образцов с трещиноподобным дефектом: *a* – без муфты; *b* – с муфтой

деформирование трубы (зона II) и происходит перераспределение нагрузки между трубой и муфтой. С дальнейшим увеличением давления (зона III) основную нагрузку воспринимает проволочная обмотка, ограничивающая радиальную деформацию трубы. При давлении 14 МПа нагружение трубного образца с металлополимерной проволочной муфтой было остановлено ввиду появления микротечей (рис. 9). После демонтажа металлополимерной муфты установлено, что локальное разрушение произошло в искусственном дефекте с образованием трещины длиной 120 мм без выхода ее за пределы дефекта (рис. 7, 6). Остаточная кольцевая деформация трубного образца в зоне дефекта составила $\varepsilon = 0,12\%$, в средней зоне между муфтой и сварным швом днищ $\varepsilon = 2,7\%$.

Результаты испытаний показали, что установка металлополимерной проволочной муфты значительно повышает несущую способность дефектной трубы и сопротивляемость трубопровода к глобальному

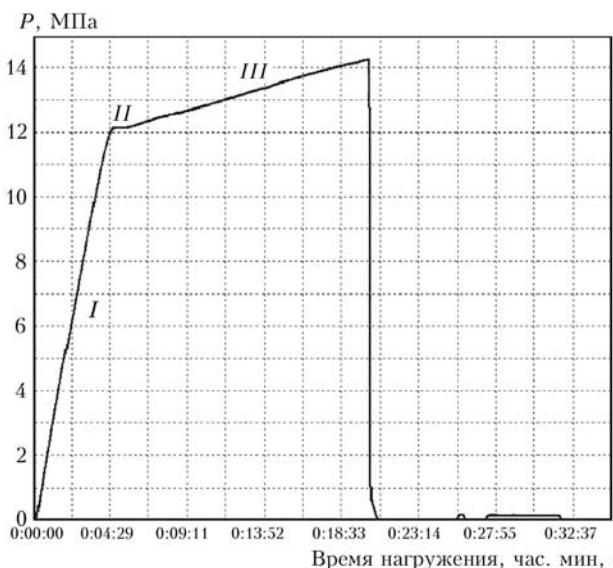


Рис. 8. Диаграмма нагружения внутренним давлением трубного образца с установленной проволочной металлополимерной муфтой



Рис. 9. Появление микротечей в области дефекта при давлении 14 МПа

разрушению. Для промышленного применения разработанной технологии ремонта необходимо создание специального оборудования для формирования металлополимерной проволочной оболочки на протяженных дефектных участках трубопровода в трассовых условиях.

- Бут В.С., Олійник О.І. Стратегія розвитку технологій ремонту діючих магістральних трубопроводів // Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин / Під заг. ред. Б.С. Патона. – Київ: Інститут електрозварки ім. Є.О. Патона НАН України, 2006. – С. 491–496.
- Махненко В.И. Допускаемое давление для заполнителя герметичных муфт, используемых при ремонте магистральных трубопроводов / В.И. Махненко, Е.А. Великованенко, А.С. Миленин и др. // Автомат. сварка. – 2011. – № 8. – С. 25–30.
- Брайн Х. Ремонт трубопроводов с помощью патрубка, заполняемого эпоксидной смолой // Нефтегазовые технологии. – 1997. – № 6. – С. 25–29.
- Хозин В.Г. Усиление эпоксидных полимеров. – Казань: Изд-во ПИК «Дом печати». – 2004. – 446 с.
- Романцов С.В., Шарыгин А.М. Оценка усиливающего эффекта от установки стеклопластиковой муфты на участке магистрального газопровода с дефектами // Пробл. машиностроения и надежности машин. – 2004. – № 5. – С. 104–107.
- ВВН В.3.1-00013741-07:2007. Магістральні трубопроводи. Методи ремонту дефектних ділянок. – Чинний з 23 квітня 2007 р.

ПРОЕКТ 6.7.2

Визначити основні закономірності циклічного пружно-пластичного деформування матеріалу характерних зон зварного з'єднання трубопроводу після тривалої експлуатації

УДК 539.4

ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНЕ ВИЗНАЧЕННЯ МЕХАНІЧНИХ ВЛАСТИВОСТЕЙ МЕТАЛУ ХАРАКТЕРНИХ ЗОН ЗВАРНОГО З'ЄДНАННЯ ТРУБОПРОВОДУ ПІСЛЯ ТРИВАЛОЇ ЕКСПЛУАТАЦІЇ

О.П. ГОПКАЛО, М.Р. МУЗИКА, О.А. КАТОК, В.П. ШВЕЦЬ, кандидати техн. наук
(Ін-т проблем міцності ім. Г.С. Писаренка НАН України)

Наведено результати експериментального визначення статичних і циклічних механічних властивостей металу характерних зон зварного з'єднання (ЗЗ) труби з поздовжнім заводським зварним швом. Встановлено, що значення характеристик статичної міцності й пластичності металу характерних зон ЗЗ залежать від напрямку прокату, форми та обробки поверхні лабораторних зразків. Запропоновано неруйнівні методи оцінювання механічних властивостей і ступеня пошкодження металу характерних зон ЗЗ. Показано відсутність кореляції між статичними і циклічними характеристиками металу характерних зон ЗЗ. Визначено основні закономірності циклічного пружно-пластичного деформування металу характерних зон ЗЗ, отримано вихідні дані для тестування інженерного методу оцінювання опору статичному та малоцикловому навантаженню ділянок трубопроводів з локальними поверхневими об'ємними дефектами згідно з проектом 6.7.1.

Ключові слова: межа міцності, умовна межа текучості, відносне подовження, інструментоване індентування, циклічна довготривалість, пошкодження

Експертну оцінку технічного стану діючих трубопроводів після тривалої експлуатації проводять за певними методиками, які включають визначення характеристик статичної й циклічної міцності та пластичності даного матеріалу. На значення зазначених характеристик впливають технологічні (виготовлення труби і монтаж трубопроводу) та експлуатаційні (наявність та тривалість статичного і пульсуючого внутрішнього тиску транспортуваного продукту, просадки „рунтів”, агресивного середовища, температури, динамічних навантажень від обладнання тощо) фактори.

Так, для магістральних трубопроводів встановлено, що в багатьох випадках руйнування металу труб відбулося на відстані 0–20 мм від лінії сплавлення поздовжнього зварного шва, виконаного в заводських умовах [1].

Умови деформування ЗЗ в першу чергу визначаються співвідношенням міцності основного металу (ОМ) і металу шва (МШ). Якщо МШ міцніше ніж ОМ, то деформація зразка буде зосереджена в ОМ, по якому може відбутися руйнування. Якщо ж міцність МШ менша за міцність ОМ, то поведінка ЗЗ залежить від відносної ширини шва (ширини шва до товщини металу). В зв'язку з цим можливе зміщення у ЗЗ маломіцного МШ за рахунок взаємодії з більш міцним ОМ.

© О.П. ГОПКАЛО, М.Р. МУЗИКА, О.А. КАТОК, В.П. ШВЕЦЬ, 2012

Між окремими зонами зварного шва, як правило, має місце неоднорідність механічних властивостей, яка обумовлена відмінністю структурно-фазового складу МШ і ОМ, різним ступенем участі ОМ у формуванні окремих шарів шва, реакцією ОМ на термічний цикл зварювання тощо. Певну роль відіграє зміщення МШ та околишової зони в результаті пластичної деформації при охолодженні ЗЗ. При збереженні статичної рівноміцності ОМ і МШ втомне руйнування може відбуватися поблизу зварного шва — по зоні термічного впливу (ЗТВ).

В даній роботі проведено експериментальне визначення статичної і циклічної міцності металу характерних зон ЗЗ та зварних зразків трубопроводу із сталі 17Г1С-У після тривалої експлуатації.

Методики експериментальних досліджень. Заготовки для зразків вирізували як у поперечному, так і поздовжньому напрямках фрагмента труби діаметром 530×8 мм, яка має повздовжній заводський зварний шов. У поперечному напрямку труби визначали механічні властивості ОМ, МШ, металу ЗТВ та зварних зразків у цілому. У повздовжньому напрямку труби визначали механічні властивості ОМ і МШ. Неробочі (захватні частини зразка) ділянки заготовок зразків, вирізані у поперечному напрямку труби, випрямляли для отримання співвісності захватних та робочих частин зразка.

Для випробувань на розтяг використовували плоскі, циліндричні повномірні та з вкороченою

робочою частиною зразки, основні розміри яких відповідали вимогам ГОСТу 1497–84 [2], стандарту API SPECIFICATION 5L [3], можливостям випробувальної машини і тензометрів. Плоскі з ОМ і зварні зразки виготовляли як з механічною обробкою поверхні робочої частини, так і у вихідному стані (без обробки поверхні робочої частини зразка). Випробування плоских із ОМ і зварних зразків з обробленою й необробленою робочою поверхнею дає можливість оцінити вплив технологічного нагартування, геометричних параметрів концентраторів напружені і залишкових напружені від наплавлення на механічні властивості матеріалу труби. Циліндричні повномірні зразки використовували для дослідження впливу форми зразка на механічні характеристики ОМ труби і МШ.

З метою визначення статичних і циклічних механічних властивостей металу характерних зон ЗЗ використовували циліндричні зразки із вкороченою робочою частиною довжиною 3,0 мм.

Випробування на розтяг і малоциклову втому проводили на універсальній електрогідралічній машині УЕ-20 виробництва Армавірського заводу випробувальних машин (Росія), оснащений сервоклапаном фірми «Bosch», контролером фірми BISS (Індія) та комп’ютером з відповідним програмним забезпеченням. Деформації робочої частини зразків вимірювали за допомогою тензометра з базою вимірювання 25 мм, а циліндричних зразків із вкороченою робочою частиною — тензометром з базою вимірювання 3,0 мм.

Циклічне навантаження зразків здійснювали згідно з вимогами стандартів ISO 12106–2003, ASTM E 606–80 та можливостями випробувальної машини з постійною швидкістю деформування 0,1 %/с (6 %/хв) по симетричному трикутному осьовому (розтягу-стиску) циклу деформування з контролем амплітуди деформації (жорстке навантаження). Критерієм циклічної довговічності вважали зменшення на 50 % амплітуди циклічних напружені розтягу або руйнування зразка на дві частини.

Характеристики статичної міцності металу характерних зон ЗЗ визначали також неруйнівним методом інструментованого індентування згідно з ISO 14577–1 [4] при статичному й циклічному режимах навантаження індентором у вигляді кульки діаметром 2,5 мм на лабораторній установці UTM-20НТ [5] за кімнатної температури. Діаграми індентування записували в жорсткому режимі навантаження зі швидкістю переміщення індентора 0,05 мм/хв. Умовну межу текучості $\sigma_{0,2}$ визначали за вдосконаленою методикою Хаггага [6], а межу міцності — за методикою Харченка–Катка [7].

Розподіл пошкоджень по поверхні зварного зразка визначали методом оцінювання «деградації» структурного стану матеріалів внаслідок напрацювання [8]. Параметром пошкодження, який інтегрально характеризує структурний стан матеріалу при обробці результатів масових вимірювань

твердості HRB , є гомогенність t . Високим значенням параметра t відповідає низький рівень розсіювання характеристик твердості та відповідно краща організація структури і як наслідок низька ступінь пошкодження, меншим значенням, навпаки — вища ступінь пошкодження. Вимірювання твердості проводили приладом «Comptest». У кожній досліджуваній зоні зразка проводили 35 вимірювань.

Результати експериментальних досліджень.

На рис. 1 представлена дані межі міцності й умовної межі текучості для характерних зон ЗЗ, визначених методом інструментованого індентування по поперечному перерізу та по зовнішній обробленій поверхні зварного зразка труби трубопроводу. На графіки також нанесено межі розкиду межі міцності й умовної межі текучості для сталі 17Г1С-У згідно з ТУ 14-3-1270–2001 ($\sigma_b = 510,0\text{--}630,0$ МПа; $\sigma_{0,2} = 360,0\text{--}460,0$ МПа) та дані, отримані при випробуванні плоских, циліндричних повномірних із вкороченою робочою частиною зразків, вирізаних поперек і вздовж труби (таблиця). Слід зауважити, що характеристики міцності матеріалу труби отримані методом інструментованого індентування вздовж поперечного перерізу краще узгоджується з даними механічних випробувань плоских зразків у поперечному напрямку труби. Максимальна різниця значень межі міцності, визначених методом інструментованого індентування і механічними випробуваннями на розтяг, не перевищує 4,8 %, а умовної межі текучості — 6 %.

Випробування на розтяг зразків з обробленою поверхнею (плоскі і повномірні циліндричні зразки) із ОМ, МШ дають завищені на 6,3–7,6 % значення межі міцності відносно аналогічних даних, отриманих на плоских зразках з ОМ без обробки поверхні незалежно від напрямку прокату. Водночас значення умовної межі текучості значно залежить від форми зразка і напрямку прокату. Механічна обробка поверхні зразка підвищує діапазон деформаційного зміщення $\sigma_b\text{--}\sigma_{0,2}$.

Характеристики пластичності суттєво залежать від форми зразка і напрямку прокату. Анізотропія характеристик пластичності у повздовжньому й поперечному напрямках труби більше проявляється на плоских зразках.

Слід відзначити, що дані, отримані при випробуванні на розтяг циліндричних зразків з вкороченою робочою частиною, дають завищення на 7,2 та 8,0 % значень межі міцності і умовної межі текучості ОМ та заниження на 22,3 % відносного звуження проти відповідних характеристик, отриманих на повномірних циліндричних зразках.

На рис. 2, а наведено схему розташування робочої частини вкороченого циліндричного зразка в ЗТВ ЗЗ і загальний вигляд зруйнованих зварних зразків із зняттям та без зняття підсилення шва після випробувань на розтяг і малоциклову втому. Слід відзначити, що при розтязі зварних зразків з обробкою поверхні (зі зняттям підсилення шва)

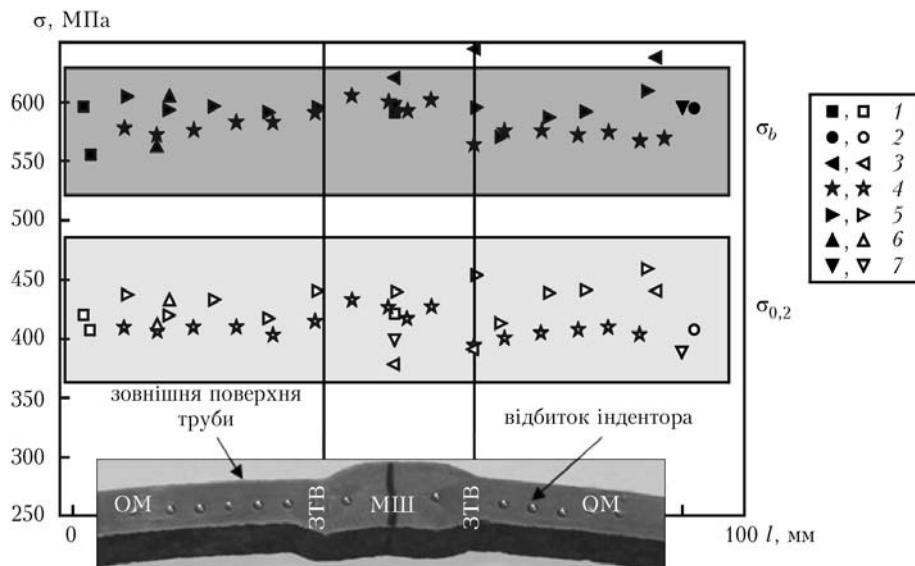


Рис. 1. Розподіл значень межі міцності (σ_b — темні значки) і умовної межі текучості ($\sigma_{0,2}$ — світлі) вздовж зварного зразка, визначених методом інструментованого індентування по поперечному перерізу труби 4 і зовнішній поверхні 5; механічними випробуваннями плоских 1 і циліндричних повномірних 2 і вкорочених 3 зразків поперек труби, плоских 6 і циліндричних повномірних 7 зразків вздовж труби. На світлині зварного зразка видно відбитки індентора інструментованого індентування

руйнування відбувалося приблизно посередині його робочої частини по МШ (рис. 2, б) при незначному формуванні мікропор. При розтязі зварних зразків без обробки поверхні (без знаття підсилення шва) руйнування відбувалося по ОМ (рис. 2, в) при значному формуванні мікропор, а при випробуваннях на малоциклову втому — по ЗТВ (рис. 2, г).

На рис. 3, а представлено діаграми деформування металу характерних зон ЗЗ при розтязі циліндричних зразків із вкороченою робочою части-

ною та залежність циклічної довговічності від амплітуди деформації (рис. 3, б). Як витікає із отриманих даних, найменшу циклічну довговічність мають зварні зразки і зразки, виготовлені з металу ЗТВ, незважаючи на нижчі на 3,5–4 % значення характеристик міцності МШ при розтязі.

На рис. 4 приведено характерні діаграми циклічного деформування зразків, вирізаних із характерних зон ЗЗ. Отримані дані свідчать, що при однакових заданих значеннях амплітуди деформації діаграми циклічного деформування металу ха-

Середні значення механічних характеристик металу вздовж і поперек труби

Тип зразка	σ_b , МПа	$\sigma_{0,2}$, МПа	$\sigma_b - \sigma_{0,2}$, МПа	δ_Σ , %	$\delta_{\text{рівн}}$, %	ψ , %
Поперек труби						
Плоскі зразки, ОМ:						
без обробки поверхні	556	407	149	25,9	15,4	43,1
з обробкою поверхні	597	420	177	24,3	16,7	45,7
Циліндричні повномірні зразки, ОМ	595	408	187	30,0	21,6	53,1
Плоскі зварні зразки:						
без обробки поверхні шва	569	341	228	18,0	11,5	39,4
з обробкою поверхні шва	591	421	170	20,3	13,8	37,4
Вкорочені циліндричні зразки:						
ОМ	637,7	441,2	196,5	36,7	26,0	32,9
МШ	620,1	377,8	242,3	46,7	21,8	21,9
ЗТВ	645,5	390,9	254,6	36,8	21,5	40,3
Вздовж труби						
Плоскі зразки, ОМ:						
без обробки поверхні	561	411	150	33,5	19,5	65,1
з обробкою поверхні	604	432	172	32,7	19,5	62,1
Циліндричні повномірні зразки:						
ОМ	598	391	207	31,7	18,8	69,7
МШ	599	402	197	26,4	16,4	58,4

рактерних зон ЗЗ переважно відрізняються значенням пластичної деформації за цикл (шириною петлі гістерезису). Так, для ЗТВ значення пластичної деформації за цикл на 30 % вищі, ніж для ОМ. У той же час значення пластичної деформації за цикл для МШ на 22 % нижчі, ніж для ОМ.

На рис. 5 наведено результати визначення розподілу середніх значень твердості HRB по поперечному перерізу зварного зразка та пошкоджень, що оцінені параметром гомогенності m .

Розподіл параметра гомогенності вздовж зварного зразка вказує на те, що значення пошкодження у ЗТВ на 65,3 % вищі ніж у ОМ у той час,

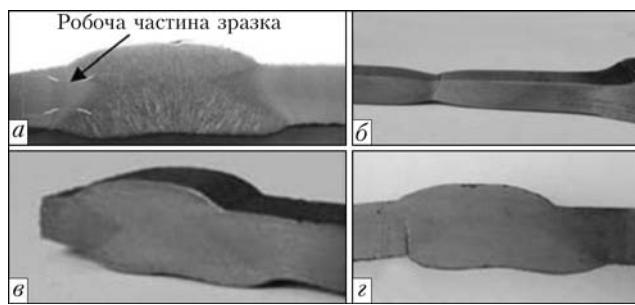


Рис. 2. Схема розташування робочої частини вкороченого циліндричного зразка в ЗТВ 33 (а) та загальний вигляд зруйнованих зварних зразків із зняттям (б) та без зняття (с) підсилення шва після випробувань на розтяг та малоциклову втому (с)

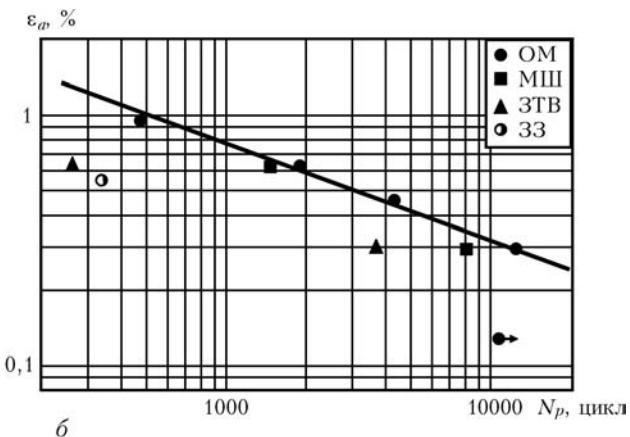
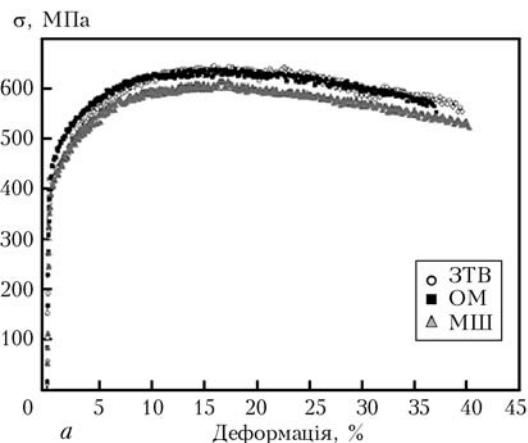


Рис. 3. Діаграми деформування при розтязі зразків із вкороченою робочою частиною характерних зон 33 (а) та залежність циклічної довговічності від амплітуди деформації (б)

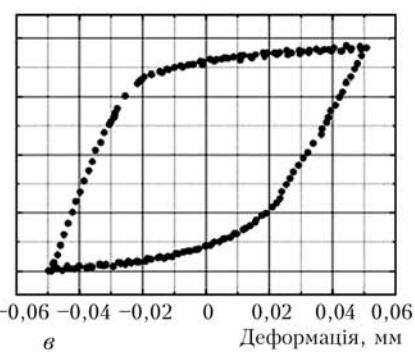
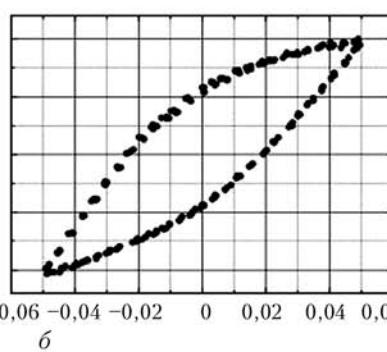
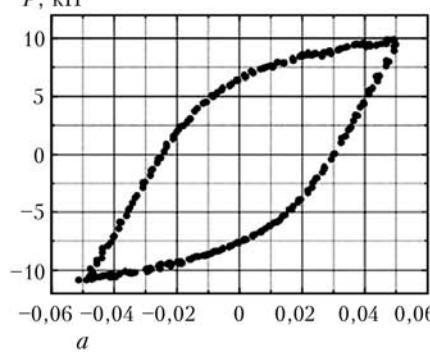


Рис. 4. Діаграми циклічного деформування при $\varepsilon_a = 0,623\% (N_p/2)$ зразків, вирізаних з характерних зон 33: ОМ (а), МШ (б), ЗТВ (с)

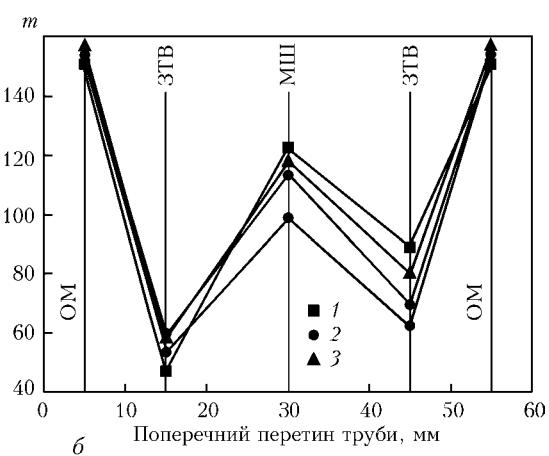
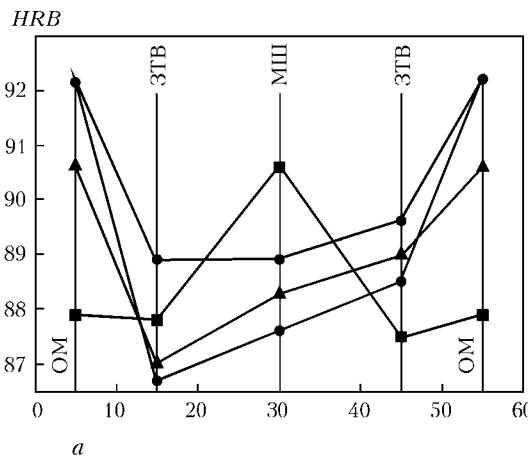


Рис. 5. Результати визначення розподілу середніх значень твердості HRB (а) та пошкоджень, що оцінені параметром гомогенності m , (б) по поперечному перерізу зварного зразка: 1 – внутрішня поверхня труби; 2 – нейтральна зона; 3 – зовнішня поверхня труби

коли значення твердості у цій зоні зменшуються лише на 2,13–4,6 %. Ця обставина свідчить про високу ймовірність руйнування саме у ЗТВ.

Висновки

1. При використанні літературних даних механічних характеристик металу обстежуваної конструкції, які, як правило, отримують при випробуванні зразків з обробленою поверхнею з матеріалу у вихідному стані (без експлуатаційних пошкоджень), необхідно враховувати, що значення цих характеристик залежать від форми зразка і напрямку прокату, та можуть бути завищенні або заниженні відносно аналогічних даних, визначених на зразках без механічної обробки робочої поверхні та виготовлених з металу даної конструкції після тривалої експлуатації (з експлуатаційними пошкодженнями).

2. Експериментально отримані значення межі міцності й умовної межі текучості металу трубопроводу після тривалої експлуатації переважно знаходяться в межах розкиду цих значень для сталі 17Г1С-У згідно з ТУ 14-3-1270-2001.

3. Результати оцінювання механічних властивостей і ступеня пошкодження металу характерних зон ЗТЗ неруйнівними методами добре узгоджуються з експериментальними даними.

4. Визначено основні закономірності циклічного пружно-пластичного деформування металу характерних зон ЗТЗ та отримано вихідні дані для тестування інженерного методу оцінювання опору

статичному і малоцикловому навантаженню ділянок трубопроводів з локальними поверхневими об'ємними дефектами згідно з проектом 6.7.1.

5. Отримані експериментальні результати показали особливості металу характерних зон ЗТЗ чинити опір статичному і малоцикловому жорсткому деформуванню та необхідність врахування службових властивостей матеріалу цих зон при оцінці ресурсу трубопроводу.

1. Труфяков В.И. Прочность сварных соединений при переменных загрузках. — Киев: Наук. думка, 1990. — 768 с.
2. ГОСТ 1497-84 (ISO 6892-84). Металлы. Методы испытаний на растяжение. — М.: Стандартинформ, 2005. — 22 с.
3. API Spec 5L. Specification for line pipe. American Petroleum Institute, 2000. — 168 p.
4. ISO 14577-1:2002. Metallic materials — Instrumented indentation test for hardness and materials parameters. — Pt 1: Test method. — 2002. — 25 p.
5. Пат. на корисну модель 57446 Україна, МПК (2011.01) G 01 N3/40. Установка для реєстрації діаграмами інструментованого індентування / В.В. Харченко, О.А. Каток, М.П. Рудницький та ін. — Опубл. 25.02.2011; Бюл. № 4.
6. Haggag F.M. Innovative SSM technology determines structural integrity of metallic structures: example applications for pressure vessels and oil and gas pipelines // Intern. J. of Pure and Applied Phys. — 2007. — № 1. — Р. 91–108.
7. Харченко В.В., Каток О.А., Філатов В.Е. Оцінка характеристик міцності сталей методом інструментованого індентування // Пошкодження матеріалів під час експлуатації, методи їх діагностування і прогнозування: Міжнарод. наук.-техн. конф., 21–24 верес. 2009 р. — Тернопіль: Терноп. держ. техн. ун-т ім. І. Пулюя, 2009. — С. 64–69.
8. Лебедев А.А., Музька Н.Р., Волчек Н.Л. Определение поврежденности конструкционных материалов по параметрам рассеяния характеристик твердости // Пробл. прочности. — 2002. — № 4. — С. 5–11.

Розділ 7

Підвищення надійності та подовження ресурсу мостів, будівельних, промислових і транспортних конструкцій

Керівник розділу — академік НАН України Л.М. Лобанов

В межах цього розділу виконувалося 17 науково-технічних проектів, головними напрямами яких є розробка методів оцінювання та засобів подовження термінів безпечної експлуатації залізничних та автошляхових мостів, будівельних металевих і залізобетонних конструкцій, рухомого складу залізниць й електротранспорту, обладнання металургійної промисловості, об'єктів комунального господарства, агротехніки.

В процесі виконання проекту 7.1 «Підвищення ресурсу мідних плит кристалізаторів МБЛЗ шляхом відновлення геометричних розмірів та зносостійкого шару їх робочих поверхонь», науковим керівником якого є Борис Євгенович Патон, отримано важливі наукові та практичні результати, проведено дослідження технології зміцнення мідних плит кристалізаторів нанесенням псевдосплавних покріттів електродуговим методом. Здійснено випробування стінок слябових кристалізаторів із покріттями в промислових умовах. Завдяки аналізу стану покріттів після випробування встановлено, що їх зносостійкість при температурі нагрівання до 400 °C перевищує зносостійкість міді в багато разів. Розроблена технологія нанесення псевдосплавних покріттів впроваджується для зміцнення і відновлення стінок кристалізаторів на Маріупольському металургійному комбінаті імені Ілліча.

Створено також технологічний процес наплавлення нікелевих покріттів на мідні панелі кристалізаторів методом наплавлення тертям з переміщуванням. Проведено дослідні випробування із застосуванням твердосплавного робочого інструменту, виготовленого в Інституті надтвердих матеріалів ім. В.М. Бакуля НАН України. Доведено, що наплавлене нікелеве покріття на мідних плитах кристалізаторів значно перевищує за своїми властивостями традиційні гальванічні покріття.

Крім того, досліджено можливості нанесення зносостійких покріттів зварюванням вибухом. Відпрацьовано оптимальні режими зварювання вибухом міді з нікелем, молібденом, хастелоем. Виявлено, що зносостійкість нікелевого покріття в 4 рази перевищує зносостійкість міді, покріття із молібдену в 6,8 раза, а покріття з хастелою у 75 разів, тобто найвища зносостійкість досягається у захисного покріття із хастелою.

За проектом 7.2 «Розробка і реалізація у складі АСУ доменної печі, обладнаної безконусним за-

вантажувальним пристроєм і сучасною системою вимірювання профілю поверхні засипу шихти, автоматизованих способів контролю, прогнозу і управління плавкою» в межах діючих АСУ ТП доменної печі розроблено науково обґрутовані критерії регулювання теплового стану доменної печі, що є важливим фактором збереження футерування і подовження кампанії печі, а також новий цільовий критерій оцінювання впливу розплавів на футеровку металоприймача і на їх основі створено автоматизований спосіб контролю, прогнозу і керування плавкою. Щодо методу прогнозування товщини гарнісажу металоприймача за умов роботи печі, пов'язаних з промиваннями горна або в нестационарних умовах, викликаних проплавленням гарнісажу, то використання запропонованого методу дозволяє уникнути надмірних промивань гарнісажу металоприймача, які в свою чергу призводять до подальшого руйнування футерування та зменшення тривалості кампанії печі, а в критичному випадку й до прориву горна.

В рамках проекту 7.3 «Удосконалення методології визначення технічного стану та обґрутування терміну безпечної експлуатації кисневих балонів» на базі виконаних досліджень і натурних випробувань розроблено підходи щодо оцінювання граничного стану нових і експлуатованих кисневих балонів. Проведено комплекс досліджень з оцінювання механічних властивостей матеріалу балонів і впливу дефектів на їх циклічну довговічність. Встановлено, що промислові балони мають значну різновеликість, яка може досягати 30 %, що є результатом недосконалості технології їх виробництва. Випробування зразків показали, що вірогідність появи механічних властивостей нижче нормованих значень при виробництві балонів найбільш висока відносно межі плинності й становить по окремих виборках більше 17 %. Це свідчить про великий відсоток браку при виробництві балонів, який веде до зниження ефективності виробництва і підвищення їхньої собівартості. Доведено, що необхідно кардинальне підвищення вимог до матеріалів, що використовуються, і технологій виробництва кисневих балонів. Визначено значення критичного рівня пошкодженості балонів, вимоги до ударної в'язкості металу балонів. Розроблено методику інтегрального оцінювання технічного стану балонів та проект нормативної документації щодо проведення періодичних оглядів.

В межах проекту 7.4 «**Розробка високоміцної металопродукції з економнолегованих сталей для вантажних вагонів нового покоління, яка забезпечує суттєве підвищення їх експлуатаційних характеристик**», для потреб вагонобудування розроблено високоміцну конструкційну металопродукцію з економнолегованих сталей для вантажних вагонів нового покоління на базі сталі СтЗсп, мікролегованої Ti + Al + N лігатурою. Новий технологічний процес забезпечує можливість виробництва високоміцних холодостійких матеріалів з рівнем межі плинності в діапазоні 470–660 МПа. Більш високий рівень фізико-механічних властивостей нової металопродукції, порівнюючи з властивостями високоміцних складнолегованих (наприклад, 10ХСНД) сталей, дозволяє виготовляти вагони з меншою металоємністю, що значно покращує стан залізничної колії за умов експлуатації. Використання нової металопродукції в вантажних вагонах нового покоління дозволить підвищити термін експлуатації з 23 до 32 років, вагове навантаження з 23,5 до 25 т, міжремонтний пробіг до 500 тис. км; зниженням маси тари вагону з одночасним зниженням собівартості кузовів вантажних вагонів до 300 дол. США на одній тонні готового металопрокату.

Щодо робіт за проектом 7.5 «**Підвищення експлуатаційної надійності залізниць за рахунок розробки та застосування технічних засобів для комплексної автоматизованої оцінки технічного стану верхньої будови залізничних колій**» розроблено методику безконтактного вимірювання хвиля-подібних нерівностей на поверхні кочення залізничних рейок, створено дослідно-промисловий зразок колієвимірювального візка КВ-1П та підсистеми вимірювання, які за рівнем виконання та технічними характеристиками не поступаються кращим зарубіжним аналогам. Візок оснащено телескопічним механізмом вимірювання ширини колії, датчиком кута нахилу й оптичним датчиком колійної координати. Для індикації та реєстрації результатів вимірювання використовується мікропроцесорний контролер, оснащений рідкокристалічним дисплеєм, мембральною клавіатурою та інтерфейсами зв'язку із зовнішніми пристроями. Розроблено його математичне забезпечення.

За проектом 7.6 «**Модернізація вантажних вагонів для підвищення безпеки їх руху, експлуатаційних якостей та ресурсу**» проведено дослідження з оптимізації проблемних вузлів ходових частин залізничних вантажних вагонів різних типів. Розроблено розрахункову схему і математичну модель для дослідження просторових випадкових коливань системи «цистерна–шлях», які враховують рухливість рідини в ємності й конструктивні особливості вузлів візка. Проведено дослідження і порівняльну оцінку завантаженості та динамічних показників під час руху платформ і хoperів з різними варіантами вузлів типових вантажних візків та розроблено рекомендації щодо їх модернізації. Впровадження цих рекомендацій дозволить пок-

ратити динамічні якості вагонів і підвищити ресурсні показники візків.

В межах проекту 7.7 «**Розробити технологію та обладнання для оперативного неруйнівного визначення та регулювання залишкових напружень в зварних конструкціях на основі застосування локального імпульсу струму і електронної спекл-інтерферометрії**» виконано комплекс досліджень та експериментів з розвитку методології визначення залишкових напружень із застосуванням локально-го імпульсу струму і електронної спекл-інтерферометрії. Проведено оцінку ефективності застосування електродних систем двох типів — ударно-імпульсної та імпульсної дії, які використовувалися для пружної релаксації напруженого стану тестових зразків зі сплаву АМг6. Досліджено вплив параметрів електродних систем: напруги зарядної ємності U , індуктивності L , зовнішньої ємності C та тривалості дії імпульсу на релаксацію напруженого стану тестових зразків. Запропоновано критерії для визначення оптимальних характеристик електродної системи, що використовуються для локальної пружної релаксації напружень. Визначено оптимальні значення імпульсної дії струму ($U = 140$ –150 В, $L = 3,26$ мГн, $C = 10200$ мкФ) для релаксації напруженого стану в зварних з'єднаннях сплаву АМг6. Випробування джерела імпульсного струму та електродної системи імпульсної дії показало їх високу стабільність роботи.

Розроблено технологію електродинамічної обробки (ЕДО) зварних з'єднань при ремонті тонколистових авіаційних конструкцій з легких сплавів з метою регулювання рівня залишкових напружень. Створено апаратурно-вимірювальний комплекс з оцінювання параметрів електродинамічного впливу на регулювання напруженого стану конструкційних матеріалів. На підставі результатів експериментів з оцінювання напруженого стану зразків зварних з'єднань з легких сплавів встановлено, що рівень залишкових напружень у шві після ЕДО, близький до початкового в основному металі.

Розроблено експериментальну методику і створено апаратурно-вимірювальний комплекс, на базі якого проведена оцінка напруженості магнітного поля при ЕДО. Встановлено, що зазначена технологія ЕДО при ремонті зварюванням авіаційних конструкцій відповідає вимогам з безпеки персоналу при роботі з джерелами магнітного випромінювання. Позитивні результати отримано при застосуванні ЕДО зварних з'єднань після ремонтного наплавлення ушкоджень проміжного корпусу авіадвигуна з магнієвого сплаву МЛ9. Розроблену за проектом технологію ЕДО авіаційних конструкцій рекомендовано для впровадження на авіаційно-ремонтному заводі № 410 (м. Київ).

Проблеми підвищення надійності та довговічності залізничного транспорту при зменшенні витрат на його експлуатацію вирішуються в проекті 7.8 «**Підвищення експлуатаційної надійності і довговічності комплексу «залізничні рейки–колеса–**

гальмівні колодки» за рахунок покращення і оптимізації співвідношення фізико-механічних і триботехнічних властивостей рейкових і колісних сталей і колодкового чавуну нового покоління». Встановлено, що економна технологія дисперсійного зміцнення нанорозмірними нітридними фазами забезпечує підвищення механічних і функціональних властивостей рейкових та колісних сталей. Щодо гальмівних колодок то визначено склад дослідного чавуну та виготовлено вилівки зразків гальмівних колодок. Випробування дослідних зразків рейкової й колісної сталей та литих гальмівних колодок показали, що рівень фізико-механічних властивостей дослідних сталей і чавуну вище аналогічних властивостей стандартних матеріалів. Розроблено технічні умови на склад нових рейкової й колісної сталей та на чавун для гальмівних колодок.

В рамках проекту 7.9 «Розробка технології та устаткування для зварювання на основі управління процесом переносу електродного металу з метою підвищення експлуатаційного ресурсу транспортних конструкцій» проведено комплекс досліджень та експериментів з визначення впливу регульованих параметрів імпульсів зварювального току та імпульсної подачі електродного дроту на формування зварного з'єднання. За результатами досліджень розроблено методику оцінювання впливу імпульсних алгоритмів зварювального току і системи подачі електродного дроту на формування шва на основі використання нейросіткового моделювання. Доведено, що спосіб отримання зварних точкових з'єднань з імпульсним зварювальним током та імпульсним поданням електродного дроту може використовуватися для застосування в промисловому виробництві зварних конструкцій. Розроблено конструкторську документацію та виготовлено дослідно-промисловий зразок системи механізованого зварювання з імпульсними алгоритмами функціонування. За результатами проведених досліджень оформлено три патенти України. Застосування розробленої технології в промисловому виробництві вагонів підвищить їх експлуатаційний ресурс.

За проектом 7.10 «Розробка технології зварювання атмосферостійкого прокату класів міцності С 355–500 МПа, що забезпечують підвищення експлуатаційного ресурсу мостів», виконано порівняльні дослідження корозійної стійкості прокату із атмосферостійкої сталі 06Г2БДП класу міцності С 390 МПа і прокату сталі 10ХСНД, який широко застосовується в сучасному мостобудуванні. Суть методу дослідження полягала в прискоренні корозійного процесу утворення захисних шарів продуктів корозії на поверхні сталі. За основний показник суцільної корозії приймали зменшення маси на одиницю площи зразків і швидкість втрати маси зразків. Дослідження зварюваності нової сталі визначило, що лише при досягненні обмежених тепловкладень можна застосовувати ефективні режими ведення зварювальних робіт при ручному, напівавтоматичному в середовищі захисних газів та автоматичному зварюванні під шаром флюсу. Розроблено

технічні умови на прокат корозійностійкої сталі класів міцності С 355–500 МПа та рекомендації щодо зварювальних матеріалів і технології зварювання.

Для вагонобудівної галузі за проектом 7.11 «Створення устаткування для ультразвукової обробки зварних з'єднань відповідальних конструкцій» разроблено нове покоління устаткування для високочастотної механічної проковки зварних з'єднань. Визначено оптимальні принципові схеми ультразвукового генератора (УЗГ) з цифровим регулюванням електричних параметрів і системою керування його роботою. Виготовлено дослідні зразки УЗГ та ударного інструменту і проведено їх випробування на відповідність технічним вимогам. Дослідно-промислова перевірка ультразвукового обладнання на Крюковському вагонобудівному заводі показала покращення ефективності обробки зварних з'єднань бокових стінок пасажирських вагонів і опорних рам вагонів метро.

В межах проекту 7.12 «Розробка сучасних електродів для відновлення зношених ділянок залиничних хрестовин, орієнтованих на максимальне використання вітчизняної сировини», розроблено та узгоджено технічні умови на економнолеговані електроди марки АНН-10, що не поступаються за своїми технічними характеристиками електродам марки ЦНИИН-4, які виробляють в Україні, але за собівартістю значно дешевіші. Щодо модернізованих електродів марки ЦНИИН-4М то узгоджено і зареєстровано в «Укрметртестстандарті» комплект нормативної документації для організації їх промислового виробництва в Україні. Успішно проведено дослідно-промислові випробування партії електродів АНН-10 і ЦНИИН-4М на об'єктах «Укрзалізниці» при відновленні зношених ділянок залиничних хрестовин і розроблено рекомендації для їх промислового виробництва на основі вітчизняної сировини.

За проектом 7.13 «Створення методів та систем ударної діагностики для визначення технічного стану та подовження ресурсу будівельних та мостових конструкцій» розроблено структурну та структурно-функціональну схеми інформаційно-вимірювальної системи (ІВС) ударної вібродіагностики, алгоритми та відповідне програмне забезпечення, що керує роботою системи. Виготовлено дослідний зразок ІВС. Практичне застосування розробленої ІВС дозволяє комплексно визначати фактичний стан мостових та будівельних конструкцій за показниками, які раніше не враховувалися або розглядалися окремо, що в свою чергу дає можливість виявляти ті частини конструкцій, які відправили свій ресурс. Заміна таких частин новими буде менш коштовна, ніж повна заміна всієї конструкції, і забезпечить безпечно експлуатацію конструкції понад паспортний строк.

Для агропромислового комплексу за проектом 7.14 «Розробити та впровадити технологію виробництва литих лап культиваторів з підвищеним ресурсом експлуатації» модернізовано конструкцію і створено технологію виробництва лап культива-

тора з підвищеним ресурсом експлуатації. Виготовлено дослідну партію, що пройшла термообробку і експлуатаційні випробування. Польові випробування литих лап культиваторів проведено у Черкаській області. Завершено польові випробування литих лемешів із бейнітного високоміцного чавуну із шароподібним графітом із посиленим носком. Загальне напрацювання лемешів становило до 100 га на одиницю, що в 3–4 рази перевищує ресурс сталевих лемешів вітчизняного виробництва і відповідає кращим зарубіжним зразкам. Є домовленість із вітчизняними ливарними підприємствами про початок виробництва литих деталей для навісної землеобробної техніки, а також із підприємством «Сталь-Рейл» про проведення ізотермічного гартування зазначених деталей сільгосптехніки.

Для оптимізації зварювальних робіт у будівельній галузі в процесі виконання проекту 7.15 «**Розробка технологій ПЗМД і мобільного устаткування для стикового зварювання в умовах будівництва з метою підвищення надійності залізобетонних конструкцій**» розроблено технологію пресового стикового зварювання і пересувний мобільний комплекс для стикового зварювання стрижньової арматури залізобетону безпосередньо на будівельному майданчику і проведено його дослідно-виробничі випробування. За результатами проведених робіт модернізовано зварювальне і допоміжне устаткування і виконано роботи з контактного стикового зварювання стрижньової арматури залізобетону діаметром 32 мм при будівництві під'їзної естакади терміналу Д аеропорту «Бориспіль», підготовлено технологічну інструкцію щодо застосування пресового зварювання в будівництві та робочий проект на промислове виготовлення пересувного мобільного комплексу для стикового зварювання стрижньової арматури залізобетону.

За проектом 7.16 «**Розроблення системи захисту операторів машин контактного зварювання**» розроблено комплекс організаційних та інженерно-технічних заходів щодо захисту зварників від небезпечної дії електромагнітних випромінювань. Організаційні заходи полягають в обмеженні терміну перебування зварників у магнітному полі та відстані від небезпечної зони (зони зварювання) і оптимізації режимів зварювання; інженерно-технічні заходи — в екраниуванні оператора від джерела магнітного поля або екраниуванні зварювального обладнання. Для цього вибрано спеціальні екраниуючі матеріали та розроблено засоби індивідуального захисту зварників. Отримано патент на винахід. Створено нормативний документ для розробників та користувачів зварювального обладнання щодо захисту від електромагнітного випромінювання.

За проектом 7.17 «**Провести аналіз та розробити рекомендації щодо техніко-економічних умов диверсифікації поставок природного газу для забезпечення потреб господарчого комплексу України**» розроблено підходи для оцінювання можливих варіантів агрегатного стану газу, що постачається,

конструкцій суднових газотранспортних систем, розміру потрібних інвестицій і поточних витрат на транспортування. Для оцінювання можливих варіантів створено алгоритми і програмне забезпечення для комп’ютерних розрахунків, що дозволило виконати кількісну оцінку в широкому діапазоні використовуваних критеріїв, включаючи відстань транспортування. Це дозволило оцінити всі можливі на сьогодні варіанти постачальників.

При оцінюванні варіантів враховуються такі критерії: агрегатний стан газу, відстань і річні об’єми транспортування, конструкція суднової газотранспортної системи, потрібні інвестиції і транспортні витрати — річні та за весь період функціонування газотранспортної системи (20 років) як в цілому на весь об’єм перевезень, так і як питомий показник — витрати на транспортування 1 тис. м³ газу на 100 км. Проведені дослідження і порівняльні оцінки різних варіантів показали, що за критерієм оптимізації витрат за весь період функціонування газотранспортної системи оптимальним при доставці морським шляхом 10 млрд м³ природного газу на відстань до 2 тис. км є варіант постачання газу в стисненому стані судами з газотранспортною системою, що складається із сталевих балонів завдовжки 120–180 м. Використання високоміцних сталей з високим модулем пружності дозволить знизити металоємність газової системи, підвищити її газомісткість, ефективніше використовувати вантажопідйомність судна і, як наслідок, зменшити витрати на транспортування.

Такий варіант може бути рекомендований для поставки до України газу практично від всіх можливих на сьогодні постачальників із Середземноморського басейну, з району Перської затоки, а також для традиційних перевезень в акваторії Чорного моря. Найголовніше — такий варіант може з мінімальними витратами забезпечити обслуговування газовидобувної системи на Азово-Чорноморському шельфі України.

Для поставки газу на відстань понад 2 тис. км доцільно перевозити природний газ в зрідженому стані на спеціальних судах з ізотермічними ємностями. До недоліків варіantu належить вища вартість судів і значні — в рази — більші в порівнянні із зрідженим газом витрати на будівництво приймального терміналу. Okрім цього, втрати при транспортуванні зрідженого газу досягають 15 % об’єму, що перевозиться, тоді як стисненого — до 7 %.

Практичне використання результатів дослідження дозволяє комплексно оцінити технічні й економічні показники варіантів морського транспортування природного газу за критеріями, що раніше не враховувалися або розглядалися окремо, що у свою чергу дає можливість виявити резерви зниження витрат при морському транспортуванні та визначити напрями вдосконалення конструкцій і зниження металоємності морських транспортних систем.

ПРОЕКТ 7.1

Підвищення ресурсу мідних плит кристалізаторів МБЛЗ шляхом відновлення геометричних розмірів та зносостійкого шару їх робочих поверхонь

7.1.1. Розробка технології та обладнання зміцнення робочих поверхонь мідних кристалізаторів безперервного розливу сталі шляхом отримання біметалічних з'єднань методом НТП з метою подовження ресурсу їх роботи в 1,5–2 рази

УДК 621.793

УПРОЧНЕНИЕ НАПЛАВКОЙ ТРЕНИЕМ С ПЕРЕМЕШИВАНИЕМ НИКЕЛЕМ МЕДНЫХ СТЕНОК КРИСТАЛЛИЗАТОРОВ МАШИН НЕПРЕРЫВНОГО ЛИТЬЯ ЗАГОТОВОВОК

Академик НАН Украины Г.М. ГРИГОРЕНКО¹, В.И. ЗЕЛЕНИН¹, М.А. ПОЛЕЩУК¹, кандидаты техн. наук,
П.М. КАВУНЕНКО¹, Е.В. ЗЕЛЕНИН¹, инженеры, чл.-кор. НАН Украины А.Л. МАЙСТРЕНКО,
В.А. ЛУКАШ², канд. техн. наук
(¹Институт электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины,
²Институт сверхтвердых материалов им. В.Н. Бакуля НАН Украины)

Показана возможность наплавки никеля на медную плиту методом трения с перемешиванием с использованием инструмента из твердых сплавов и кубического нитрида бора. Определены усилия, действующие на инструмент при наплавке никеля методом трения с перемешиванием на медные плиты кристаллизаторов непрерывной разливки стали. Разработана технология и установка для наплавки никеля на медные стенки кристаллизатора МНЛЗ.

Ключевые слова: наплавление трением с перемешиванием, медные кристаллизаторы машин непрерывного литья заготовок, никель, карбид вольфрама и нитрид бора, рабочий инструмент, форма инструмента, сварочная головка, технология

В процессе непрерывной разливки стали происходит интенсивный износ внутренних поверхностей кристаллизаторов, что выдвигает очень высокие требования к качеству поверхности медных плит. При повышенных температурах твердость меди снижается. Во время разливки стали температуры на поверхности меди достигают температур разогрева кристаллизации, что приводит к разрушению поверхности. В результате появляются и развиваются трещины на поверхности меди, которая, прилипая к поверхности стали, вызывает разветвленные трещины и другие дефекты.

Предотвратить этот процесс можно путем улучшения качества меди, применяя новые материалы типа медь–цирконий, медь–серебро, или путем нанесения на рабочую поверхность медных кристаллизаторов износостойких покрытий, что более перспективно [1, 2].

За счет легирования серебром, цинком и хромом стойкость медных плит можно увеличить на 10–15 %, при этом стоимость их резко возрастает. Наибольшую работоспособность имеют медные плиты, имеющие покрытие. Так, известная японская фирма «Mishima Kosan», которая производит

кристаллизаторы, приводит данные, что применение покрытий на практике дает повышение износостойкости медных плит в 3–4 раза [1]. Специалисты фирмы используют способ нанесения толстых гальванических никелевых и Co–Ni–покрытий на стенки кристаллизаторов. Кроме того, применение никелевого покрытия позволяет улучшить качество слябов за счет уменьшения дефектов, так называемых пауков.

SMS Millcraft (г. Питтсбург, США) в течение 30 лет занимается техническим обслуживанием кристаллизаторов с покрытиями более 40 машин непрерывной разливки различных производителей на территории США и Канады.

Нанесение покрытий на медные плиты на заводах Украины не производится. Проблема нанесения слоев никеля на медь является одной из наиболее сложных и практически нерешенных проблем в отечественной металлургии. Такие покрытия должны проявлять металлические связи, иметь высокую плотность и не ухудшать свойства изделий.

Целью данной работы является создание технологии нанесения никеля на медные плиты машинами непрерывного литья заготовок (МНЛЗ) методом, в основе которого заложена сварка трением с перемешиванием (СТП).

Этот метод является одним из новейших способов сварки (запатентован в 1991 г.) [3]. Сварка



Рис. 1. Рабочий инструмент для наплавки трением с перемешиванием (НТП)

выполняется торцом вращающегося инструмента, имеющего выступающий штырь, который перемещается в металле шва в направлении сварки. Пластификация металла происходит при трении инструмента о металл по стыку свариваемых поверхностей, что приводит к его перемешиванию и формированию сварного шва.

При СТП достигается высокое качество сварки. Деформация и перемешивание металла в твердой фазе создает более плотную микроструктуру зоны соединения по сравнению с основным материалом. Сам инструмент и особенно его рабочий стержень подвергаются высоким термомеханическим нагрузкам. На разогретый рабочий стержень одновременно действуют врачающий момент и знакопеременные циклические изгибающие силы. Учитывая, что температура рекристаллизации никеля, при которой происходит качественная сварка, превышает 900 °C, рабочая температура нагрева инструмента для наплавки никеля должна быть на 100–200 °C выше. Материал инструмента для наплавки должен иметь жаростойкость и жаропрочность, что позволяет работать при температурах 1000–1200 °C. Важным требованием также является до-

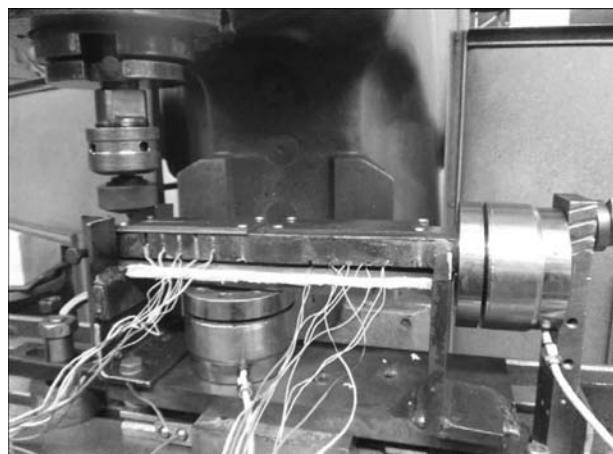


Рис. 3. Общий вид устройства с датчиками и инструментом

статочно высокая прочность на изгиб инструментального материала при этих температурах.

Важную роль при этом играет и форма инструмента. Так, наилучшие результаты были получены при использовании конусного штыря инструмента. В этом случае изгибающие нагрузки передаются по касательной на основное тело инструмента, что очень важно в случае использования инструмента повышенной хрупкости.

Рабочие инструменты изготавливались из сверхтвёрдых материалов — вольфрамкобальтовых твёрдых сплавов с микродобавками тугоплавких соединений и кубического нитрида бора и имели конфигурацию, близкую к представленной на рис. 1.

При наплавке методом НТП длина штыря инструмента такова, что позволяет пройти сквозь присадочную плиту и внедриться в основной металл. Величина продольного перемещения инструмента (скорость наплавки) устанавливаются из расчета не менее 0,03÷0,04 мм/об шпинделя. В этих условиях происходит перемешивание никеля с медью, т. е. идет процесс наплавки.

При перемещении инструмента образуется нахлесточный прорезной шов. Последовательное наложение таких шов с перекрытием позволяет наплавить никель на медную плиту (рис. 2).



Рис. 2. Процесс наплавки покрытия методом НТП

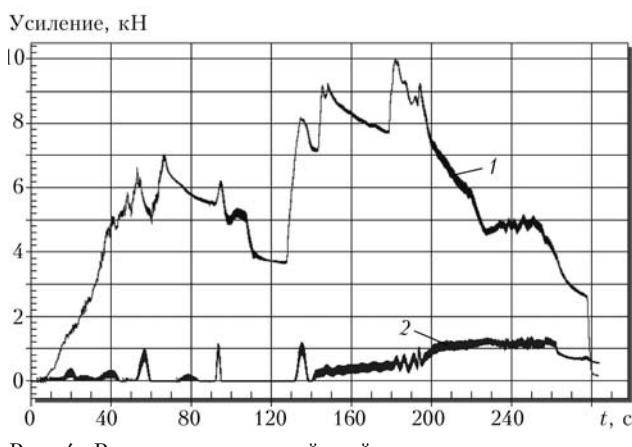


Рис. 4. Распределение усилий, действующих на инструмент:
1, 2 — соответственно осевое и радиальное усилие

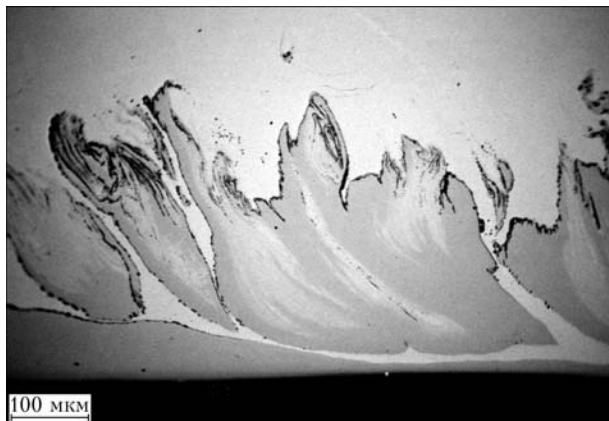


Рис. 5. Микрошлиф образцов меди с никелевым покрытием, нанесенного методом НТП, глубина заглубления штыря в медь до 3 мм (никель более темный)

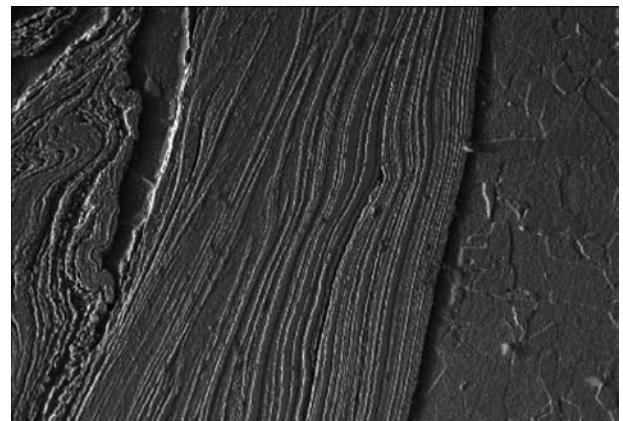


Рис. 6. Микроструктура ($\times 120$) границы раздела зон термомеханического перемешивания и термического влияния (видна вытянутая структура металла, участвующего в перемешивании, и основного металла, в нем не участвующего)

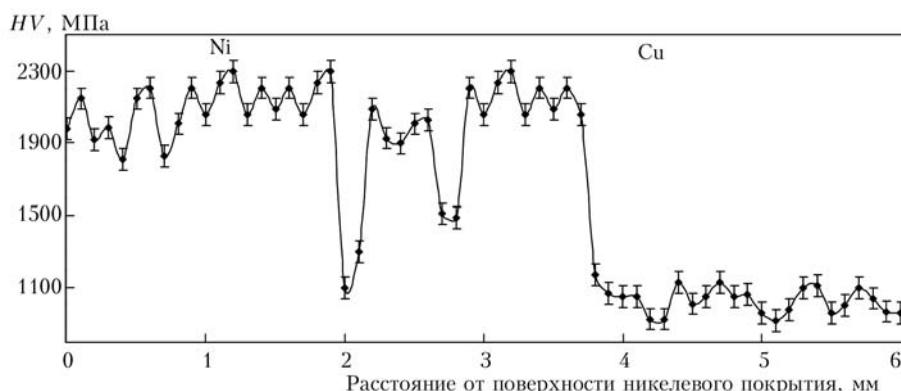


Рис. 7. Зависимость микротвердости по глубине образца с никелевым покрытием, нанесенным методом НТП, на медь марки М1 при заглублении инструмента в медь на 3 мм

Поскольку процесс наплавки в данном случае проходит в твердой фазе, без перегрева, в сварочном шве возникают значительно меньшие напряжения, что позволяет успешно наплавить плиту без короблений и изменения размеров.

Для определения механического воздействия на инструмент в процессе наплавки была разработана отдельная методика и изготовлено специальное устройство, общий вид которого с датчиками приведен на рис. 3.

Запись параметров, которые измерялись, осуществлялась непосредственно в рабочем процессе с выведением показателей на компьютер. На рис. 4 приведен образец компьютерной записи усилий во времени.

Анализируя приведенный график, можно заметить, что в начале эксперимента, когда идет углубление инструмента в плиту (порядка 120 с), прибор фиксирует только осевое усилие, наибольшее значение которого (8–9 кН) наблюдается в момент максимального углубления инструмента в материал. Впоследствии наблюдается уменьшение усилия, поскольку температура в рабочей зоне инструмента достигает пластификации металла и прочность металла снижается.

С момента начала процесса наплавки система начинает фиксировать повышение радиального усилия. Одновременно увеличивается и осевое

усилие, значение которого достигает 10 кН в момент совпадения оси инструмента с осью датчика.

Проведенные эксперименты по изучению силовых нагрузок на инструмент в зоне его взаимодействия с металлом при наплавке методом трения с перемешиванием оказались очень важными, поскольку позволили определить необходимые физико-механические характеристики рабочих инструментов и оптимальные режимы их работы.

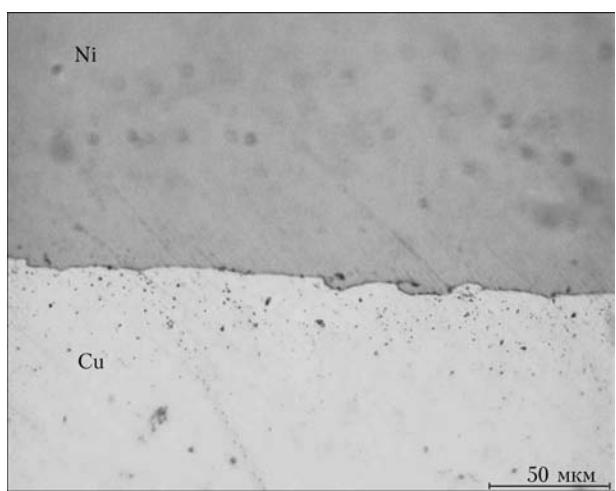


Рис. 8. Микроструктура образцов меди с никелевым покрытием, нанесенного методом НТП, глубина заглубления штыря в медь до 0,3 мм

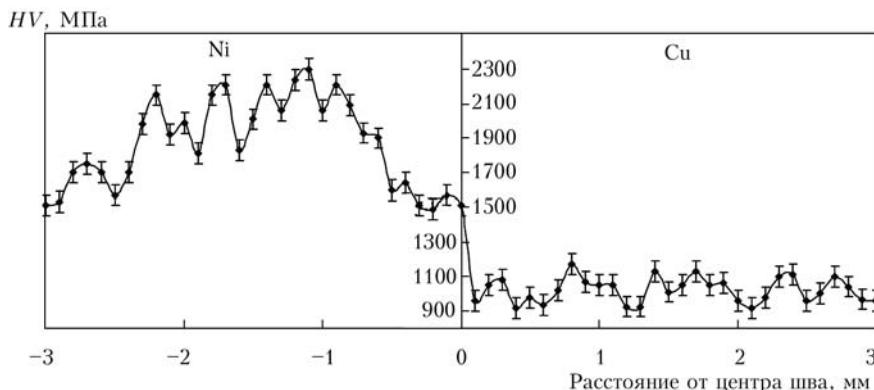


Рис. 9. Зависимость микротвердости по глубине образца с никелевым покрытием, нанесенным методом НТП, на медь марки М1 при заглублении инструмента на 0,3 мм

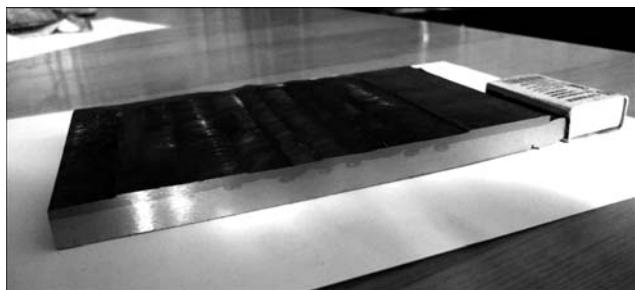


Рис. 10. Фрагмент медной плиты толщиной 10 мм, наплавленной никелем толщиной 3,5 мм методом НТП

Регулируя заглубление штыря в медную плиту через никель, можно уменьшать или увеличивать зону взаимного перемешивания.

На рис. 5 приведена микроструктура поперечного разреза медной плиты с заглублением штыря в медь через никель до 3 мм. На фотографии прослеживаются зоны меди, попадающие в никель, и наоборот. При рассмотрении микроструктуры зоны перемешивания (рис. 5) при большем увеличении (рис. 6) наблюдается четко выраженная граница раздела фаз, а также зон термомеханического перемешивания и термического влияния.

Как видно из рис. 6, зона термомеханического влияния состоит из отдельных крупных вытянутых зерен никеля в меди размерами 30–100 мкм. На рис. 7 приведен график зависимости микротвердости по глубине покрытия, полученного методом трения с перемешиванием при заглублении инструмента до 3 мм.

Величина заглубления инструмента определяет степень перемешивания меди с никелем и зависит от длины штыря.

На рис. 8 приведена микроструктура образца меди, наплавленного никелем, с заглублением инструмента в медь не более 0,3 мм. Наблюдаются отсутствие активного перемешивания. На рис. 9 приведен график зависимости микротвердости при заглублении штыря в наплавляемую через никель медную плиту не более 0,3 мм. На рисунке отчетливо видно отсутствие значительного перемешивания.

При определении прочности сцепления покрытия с медью образцы разрушаются по медной осно-

ве. Разрыв образцов происходит по меди, при этом прочность сцепления соответствует 154–219 МПа.

На основании исследований было разработано техническое задание на создание установки для НТП и спроектирована установка НТП02УЗ, технические характеристики которой представлены ниже.

Технические характеристики установки НТП02УЗ для наплавки медных плит методом трения с перемешиванием

Частота вращения шпинделя, об/мин 500–3000
(дискретность изменения
до 100 об/мин)

Усиление, воспринимаемое шпинделем, кг:
осевое < 5000
поперечное < 2000
продольное < 2000
Скорость перемещения головки, м/ч 0–20
Скорость вертикального перемещения головки,
мм/мин 0,5–20

Разработана технология наплавки никеля на медные плиты кристаллизаторов МНЛЗ. На рис. 10 представлен фрагмент медной плиты толщиной 10 мм, наплавленной никелем толщиной 3,5 мм методом НТП.

Выводы

1. Установлена принципиальная возможность нанесения покрытий на основе никеля и никелевых сплавов на медные плиты кристаллизаторов.

2. Разработана технология наплавки никелевого покрытия на медные плиты кристаллизаторов методом трения с перемешиванием.

3. Разработан рабочий проект опытного образца оборудования, наплавочной головки и шкафа управления для наплавки никелем медных плит кристаллизаторов.

1. Седерквист Л. Сварка на тысячелетия // Светсарен. – 2005. – № 2. – С. 31–32.
2. Штрикман М.М. Состояние и развитие процесса сварки трением линейных соединений (обзор) // Сварочн. пр. – 2007. – № 10. – С. 25–32.
3. Восстановление плит медных кристаллизаторов непрерывной разливки стали методом наплавки трением с перемешиванием // В.И. Зеленин, М.А. Полещук, Е.В. Зеленин и др. // Там же. – 2010. – Вып. 13. – С. 476–479.

ПРОЕКТ 7.1.4

Розробити технологію зміцнення і відновлення вузьких стінок слябових кристалізаторів МНЛЗ нанесенням псевдосплавних покривтів електродуговим способом

УДК 620.18:621.771-29

РАЗРАБОТКА ТЕХНОЛОГИИ УПРОЧНЕНИЯ И ВОССТАНОВЛЕНИЯ УЗКИХ СТЕНОК КРИСТАЛЛИЗАТОРОВ МНЛЗ ПУТЕМ НАНЕСЕНИЯ ПСЕВДОСПЛАВНЫХ ПОКРЫТИЙ СПОСОБОМ ЭЛЕКТРОДУГОВОЙ МЕТАЛЛИЗАЦИИ

Ю.С. БОРИСОВ, д-р техн. наук, И.А. ДЕМЬЯНОВ, Н.В. ВИГИЛЯНСКАЯ, инженеры
(Ин-т электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины)

Проведен анализ причин износа медных стенок кристаллизаторов МНЛЗ. Исследованы свойства псевдосплавных покрытий, полученных электродуговым напылением. Разработана технология нанесения псевдосплавных покрытий на стенки кристаллизаторов МНЛЗ.

Ключевые слова: электродуговое напыление, псевдосплавное покрытие, кристаллизатор машины непрерывного литья заготовок

Анализ причин износа медных кристаллизаторов МНЛЗ и медных стенок, а также опыта применения защитных покрытий на стенках показал, что существуют следующие основные требования к покрытиям для восстановления и повышения стойкости медных стенок:

- стойкость против абразивного износа под действием движущейся поверхности слитка при 350–400 °C;
- обеспечение интенсивности теплообмена в системе слиток–кристаллизатор исходя из условий формирования структуры слитка и производительности МНЛЗ;
- толщина покрытия в пределах 0,5–2,0 мм;
- однородность свойств покрытия по всей площади.

В Институте электросварки им. Е.О. Патона разработана технология нанесения псевдосплавных покрытий способом электродуговой металлизации. Для защиты поверхности медных кристаллизаторов МНЛЗ разработаны составы псевдосплавных покрытий, содержащих комбинацию меди с металлом, отличающимся большим сопротивлением абразивному износу, чем медь. Наличие меди обеспечивает сохранение довольно высокой теплопроводности покрытия. В качестве износостойкого компонента выбраны NiCr, Mo, Ti и FeB—содержащая порошковая проволока. Псевдосплавные покрытия получают способом электродуговой металлизации путем одновременного распыления

разнородных проволок. Содержание компонентов в покрытии регулируется диаметрами проволок.

Исследования структуры и фазового состава покрытий показали, что в результате напыления формируются плотные структуры покрытий с равномерным распределением компонентов. Микротвердость износстойкой фазы полученных псевдосплавных покрытий составляет 2400 для NiCr, 5400 — для молибдена, 7540 — для титана, 7000 МПа — для порошковой проволоки FeB, что в 1,7–3,1 раза выше твердости Cu-фазы.

Исследование стойкости псевдосплавных покрытий против абразивного изнашивания при комнатной температуре показало, что линейный износ покрытий уменьшается по сравнению с чистой медью в 1,7–3,5 раз при нагрузке 3,92 Н.

Содержание меди в псевдосплавах составляет примерно 50 мас. %, что обеспечивает сохранение теплопроводности на достаточно высоком уровне. Выполнена расчетная оценка влияния псевдосплавных покрытий на температуру поверхности стенки кристаллизатора в зависимости от толщины и типа покрытий с учетом их теплопроводности. Результаты сравнивались с расчетными значениями для медной стенки кристаллизатора без покрытия и с электролитическим никелевым покрытием, поскольку оно наиболее часто применяется для защиты кристаллизаторов. Повышение температуры стенки при наличии покрытия толщиной 3 мм составляет, °C: 17 — при Cu, 23 — при Cu–NiCr, 25 с Cu–Ti, тогда как при никелевом оно достигает 54 (рис. 1).

В качестве первоочередного варианта для нанесения на узкие стенки кристаллизаторов МНЛЗ и

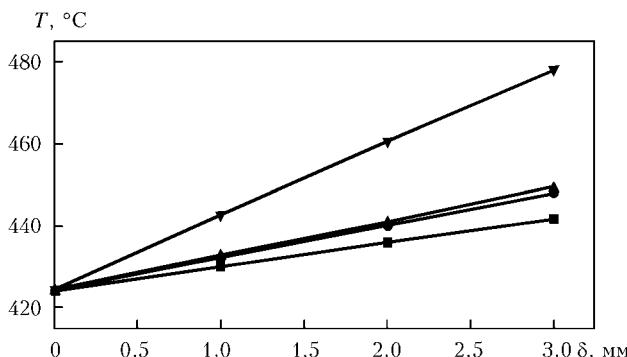


Рис. 1. Значение температуры наружной стенки кристаллизатора T в зависимости от толщины δ и типа покрытия: ■ — Cu-Mo; ● — Cu-NiCr; ▲ — Cu-Ti; ▼ — никель электролитический

испытания в натурных условиях по показателю экономичности выбрано покрытие Cu-NiCr, отличающееся наиболее близким значением коэффициента термического расширения (КТР) по отношению к меди ($14,5 \cdot 10^{-6} \text{ К}^{-1}$), что является положительным фактором с точки зрения снижения уровня напряжений на границе раздела и в результате уменьшения отрицательного влияния на прочность сцепления и деформацию основы. Определение горячей твердости покрытия Cu-NiCr показало, что его твердость при $400 \text{ }^{\circ}\text{C}$ превышает твердость меди в 3 раза, гальванического никелевого покрытия, применяемого фирмой KME (Германия) для гильзовых кристаллизаторов, — в 2 раза. На рис. 2 приведена микроструктура псевдосплавного покрытия Cu-NiCr.

Для напыления покрытия Мариупольским металлургическим комбинатом имени Ильича представлены две экспериментальные узкие стенки кристаллизатора МНЛЗ, изготовленные из меди M1 (ширина стенки 260 мм, длина 1180 мм, толщина 55 мм). Технология нанесения покрытия включает следующие операции: очистку поверхности от загрязнений, дробеструйную обработку для создания требуемой шероховатости и напыление самого покрытия. Для подготовки стенок и напыления покрытия разработана и изготовлена оснастка. При нанесении псевдосплавного покрытия Cu-NiCr (52 мас. % Cu—48 мас. % NiCr) использу-

зовали установку электродуговой металлизации КДМ-2 с аппаратом электродуговой металлизации ЭМ-14М. Процесс осуществляли путем одновременного распыления проволок из меди марки М1 и NiCr (X20H80) диаметрами по 2 мм (рис. 3).

Покрытие наносили на всю рабочую поверхность двух узких стенок за несколько проходов. Поскольку нижняя часть узких стенок кристаллизаторов МНЛЗ подвергается интенсивному износу в результате абразивного действия оболочки слитка, покрытия на узкие стенки наносятся переменными по толщине — более тонкими в районе мениска и по толще в нижней части стенки [1–3]. Общая толщина напыленного псевдосплавного покрытия составила 1,0 мм в верхней части стенки и 2,2 мм — в нижней. Покрытие напыляли с допуском на механическую обработку (шлифование).

После напыления покрытия осуществляли его механическую обработку до заданных Мариупольским металлургическим комбинатом размеров. Шлифование стенок с покрытием обеспечивало получение толщины покрытия в виде клина с разницей в 1 мм (0,5 мм в верхней части и 1,5 мм в нижней), а также требуемый класс чистоты рабочей поверхности стенок. На рис. 4 приведены фотографии плит с напыленным псевдосплавным покрытием Cu-NiCr после механической обработки.

Промышленные испытания стенок с покрытием проводили в конвертерном цехе Мариупольского металлургического комбината имени Ильича в кристаллизаторе № 5 МНЛЗ № 2. Разливку стали выполняли по действующей технологии.

Кристаллизатор был выведен из эксплуатации для осмотра узких стенок с напыленным покрытием после 58 плавок.

Анализ результатов промышленных испытаний узких стенок кристаллизатора МНЛЗ показал, что за период испытаний произошло отслоение покрытия в верхней части обеих стенок и значительный износ в нижней. Отслоение покрытия в районе мениска расплава обусловлено термическими напряжениями при заливках плавок, пониженней прочностью сцепления на краях плит и окислени-

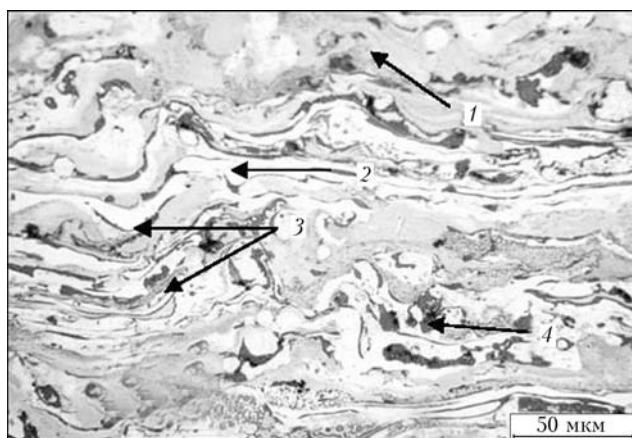


Рис. 2. Микроструктура покрытия Cu + NiCr, полученного способом электродуговой металлизации: 1 — медь; 2 — NiCr; 3 — тонкие оксидные ламели; 4 — округлые оксидные включения



Рис. 3. Электродуговое напыление псевдосплавного покрытия Cu-NiCr на медную стенку кристаллизатора

ем меди. Изнашивание покрытия в нижней части плит вызвано недостаточной износостойкостью покрытия Cu–NiCr.

Для устранения этих дефектов были предложены следующие меры:

- изменение состава покрытия. Поскольку стенки кристаллизатора находятся под действием высоких температур и происходит разупрочнение меди в псевдосплавном покрытии, предложено заменить медь в покрытии материалом с большей жаростойкостью. Для повышения износостойкости покрытия в нижней части стенок также целесообразна замена меди более износостойким материалом;
- изменение конфигурации покрытия, применение замков типа «ласточкин хвост» по краям стенок кристаллизатора для повышения прочности сцепления покрытия на краях, использование многослойного напыления покрытия.

Повышение стойкости псевдосплавных покрытий в условиях работы кристаллизатора также возможно путем замены медной составляющей бронзой или сталью различных марок. С целью выбора составов покрытий для повторных промышленных испытаний проведено электродуговое напыление образцов и исследована микроструктура покрытий NiCr–БРАЖ ($HV 2522 \pm 150$ МПа), NiCr–Ст65Г, NiCr–Св08Х19Н10М3Б ($HV 3480 \pm 185$ МПа), NiCr–ПП–Нп–30Х4В2М2ФС ($HV 4042 \pm 450$ МПа). В результате получены покрытия с ламелярной структурой, плотно прилегающие к медной основе толщиной 0,5–2,0 мм.

Расчет влияния покрытия NiCr–сталь на тепловые процессы в кристаллизаторах показал, что для покрытия NiCr–сталь толщиной 1 мм снижение суммарного теплового потока через стенку кристаллизатора составляет около 5 %, тогда как при никелевом покрытии — всего 2 %, а при псевдосплавных покрытиях — 0,5–1,0 %. Поскольку расчет проводился для участков с плотным контактом слитка с поверхностью кристаллизатора (в верхней части), то, вероятно, это незначительно повлияет на общий процесс теплообмена между слитком и стенкой кристаллизатора.

На специальном стенде для определения износостойкости материалов проведены сравнительные исследования стойкости псевдосплавных покрытий Cu–NiCr, Cu–Mo, Cu–FeB, NiCr–Св08Х19Н10М3Б и чистой меди против изнашивания при сухом трении по стали и повышенной температуре 300–350 °C, соответствующей рабочей температуре медной стенки кристаллизатора МНЛЗ. На рис. 5 приведена гистограмма результатов испытаний покрытий на износ при такой температуре.

Результаты показали, что износостойкость покрытий при данной температуре по массовому износу больше, чем у чистой меди, в 4,5–5,0 раз для покрытия Cu–NiCr; в 1,1 раза — для покрытия Cu–Mo; в 22 раза — для покрытия Cu–FeB и в 155 раз — для покрытия NiCr–Св08Х19Н10М3Б.

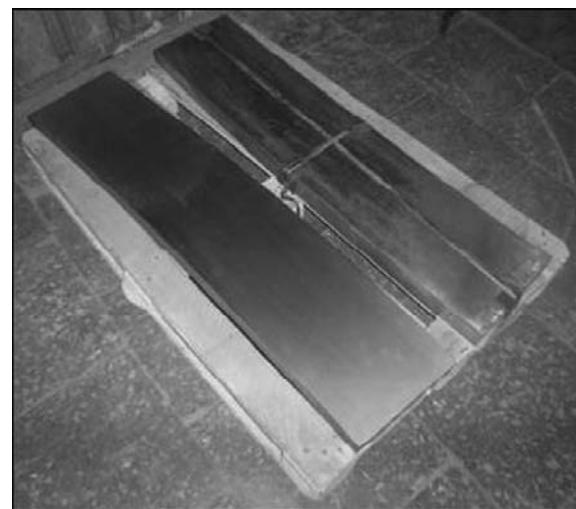


Рис. 4. Стенки кристаллизатора с покрытием Cu–NiCr после механической обработки

Из исследованных покрытий для повторного напыления на стенки кристаллизатора по значениям твердости и износостойкости выбраны следующие составы покрытий: 1-й слой — NiCr, 2-й слой — NiCr–ПП–Нп–30Х4В2М2ФС.

Порошковая проволока ПП–Нп–30Х4В2М2ФС используется для наплавки деталей из высокомарганцовистой стали, работающих в условиях абразивного износа [4], для восстановления деталей металлургического оборудования, а также деталей, работающих в условиях повышенных температур и при больших удельных давлениях [5].

На рис. 6 представлена микроструктура псевдосплавного покрытия, полученного одновременным распылением проволоки NiCr (X20H80) и порошковой ПП–Нп–30Х4В2М2ФС диаметрами 2 мм.

Для повторных промышленных испытаний выполнено напыление двухслойного покрытия NiCr + + NiCr–ПП–Нп–30Х4В2М2ФС по скорректированной технологии на узкие стенки кристаллизатора Мариупольского металлургического комбината имени Ильича. Замки типа «ласточкин хвост» по краям плит углублением 2×2 мм получали на фре-

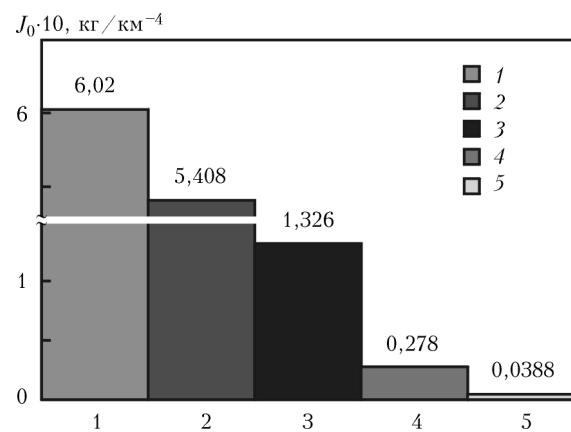


Рис. 5. Результаты испытаний псевдосплавных покрытий на износ J_0 при температуре 300–350 °C по сравнению с чистой медью:
1 — медь; 2 — Cu–Mo; 3 — Cu–NiCr; 4 — Cu–FeB; 5 — NiCr–Св08Х19Н10М3Б

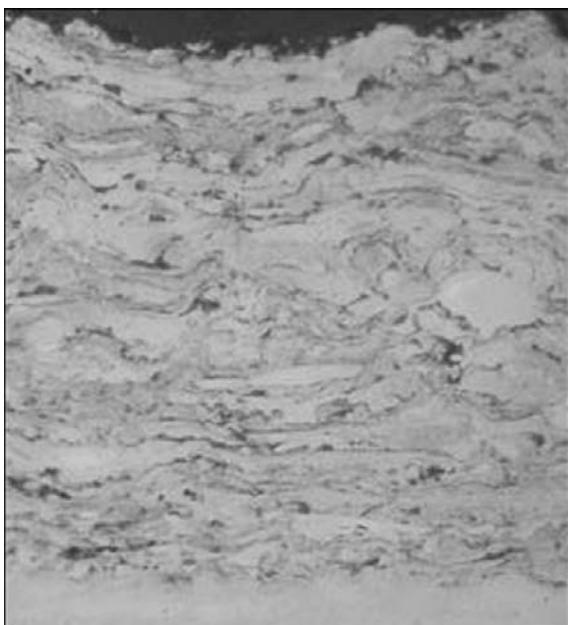


Рис. 6. Микроструктура псевдосплавного покрытия NiCr–ПП–30Х4В2М2ФС



Рис. 7. Стенка кристаллизатора с замком типа «ласточкин хвост» зерном станке по всему периметру стенок. На рис. 7 приведен внешний вид замка.

Первый слой покрытия NiCr наносили на всю рабочую поверхность стенок толщиной 1 мм, вто-



Рис. 8. Стенки кристаллизатора с покрытием NiCr–ПП–30Х4В2М2ФС после механической обработки

рой слой NiCr–ПП–30Х4В2М2ФС — на нижнюю часть стенки на расстоянии 350 мм от верхнего края. Толщина второго слоя составляла 1 мм. После напыления была проведена механическая обработка до заданных толщин покрытия (0,5 мм в верхней части стенки и 1,5 мм в нижней). На рис. 8 представлены стенки кристаллизатора с напыленным покрытием после механической обработки.

Плиты с напыленным покрытием переданы на Мариупольский металлургический комбинат имени Ильича для повторного проведения испытаний в промышленных условиях.

Разработанная технология нанесения псевдосплавных покрытий на стенки кристаллизаторов МНЛЗ позволяет получать покрытия с возможностью их обновления. Если при транспортировке или при неправильно выполненной механической обработке появляются места с отколом покрытием, то проводится напыление локального покрытия на данное место, а потом восстанавливается профиль по шаблону. Таким же образом восстанавливаются места износа рабочей поверхности узких стенок кристаллизаторов после эксплуатации.

1. Евтеев Д.П., Колыбалов И.Н. Непрерывное литье стали. — М.: Металлургия, 1984. — 200 с.
2. Российский опыт применения покрытий на медных стенках слябовых кристаллизаторов // А.В. Куклев, Ю.М. Айзин, А.А. Макрушин и др. // Сталь. — 2007. — № 3. — С. 17–19.
3. Пат. США 5230380, МКИ⁵ В 22 С 9/06. Кристаллизатор для непрерывной разливки стали. — Опубл. 27.07.93.
4. Поляк М.С. Технология упрочнения. Технологические методы упрочнения. В 2 т. Т. 2. — М.: Машиностроение, 1995. — 688 с.
5. Продукция порошковые для наплавки // www.spetsplav.dp.ua.

ПРОЕКТ 7.2

Розробка і реалізація у складі АСУ доменної печі, обладнаної безконусним завантажувальним пристроєм і сучасною системою вимірювання профілю поверхні засипу шихти, автоматизованих способів контролю, прогнозу і управління плавкою

УДК 669.162.21-52.008.6.083.133

РАЗРАБОТКА И РЕАЛИЗАЦИЯ В СОСТАВЕ АСУ ДП № 9 ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог» АВТОМАТИЗИРОВАННЫХ СПОСОБОВ КОНТРОЛЯ, ПРОГНОЗА И УПРАВЛЕНИЯ ПЛАВКОЙ

Академик НАН Украины **В.И. БОЛЬШАКОВ, И.Г. МУРАВЬЕВА, Д.Н. ТОГОБИЦКАЯ**, доктора техн. наук,
Ю.С. СЕМЕНОВ, канд. техн. наук, Е.А. БЕЛОШАПКА, Е.И. ШУМЕЛЬЧИК, млад. науч. сотрудники
(Институт черной металлургии им. З.И. Некрасова НАН Украины)

Разработан и проходит опытно-промышленное опробование способ управления тепловым состоянием горна доменной печи, основанный на прогнозировании содержания кремния в чугуне с помощью стационарной системы измерения профиля поверхности засыпи шихты, а также включающий возможность прогнозирования толщины гарнисажа металлоприемника в условиях работы печи, связанных с промывками горна, либо в условиях нестабильной работы печи с помощью разработанного целевого критерия оценки воздействия расплавов на футеровку металлоприемника.

Ключевые слова: горн доменной печи, тепловое состояние, содержание кремния в чугуне, способы контроля, прогноз и управления плавкой, комплексный критерий, футеровка металлоприемника

Продолжительность кампании доменной печи в значительной степени определяется стабильностью протекания процессов доменной плавки. В современных условиях, характеризующихся ухудшением качества шихтовых материалов как железосодержащих, так и кокса, уменьшением использования в дутье природного газа и заменой его топливными добавками, обеспечить стабильную работу печи можно на основе оперативного принятия управляющих воздействий на ход процесса. Основным условием обоснования принимаемых технологических решений по ведению доменной плавки является получение объективной информации о параметрах технологического процесса. Установка на доменных печах устройств измерения профиля поверхности засыпи позволила расширить возможности контроля процесса плавки. Опыт эксплуатации современной системы измерения профиля поверхности засыпи шихты на ДП № 9 ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог» показал ее широкие технологические возможности, выходящие за рамки только контроля формируемой на колошнике поверхности засыпи шихты [1, 2]. Полученная профилемером информация может быть использована для прогноза процессов доменной плавки, а также принятия технологических решений по ее управлению.

Тепловое состояние доменной печи является одним из основных показателей доменной плавки,

определяющих расход топлива на выплавку чугуна, производительность печи и химический состав чугуна [3]. Поэтому оценка изменения теплового состояния доменной печи является важной задачей ведения процесса плавки. Одним из основных параметров, с помощью которого оценивают изменение теплового состояния печи, является содержание кремния в чугуне на выпуске из доменной печи. В связи с этим возможность оперативного прогнозирования содержания кремния в чугуне по ходу плавки является важным этапом к осуществлению регулирования теплового состояния доменной печи.

В Институте черной металлургии им. З.И. Некрасова НАН Украины разработан способ прогнозирования содержания кремния в чугуне за 3 часа до выпуска его из печи, в основу которого положены установленные в результате экспериментальных исследований взаимосвязи изменения скорости опускания шихты в осевой зоне с содержанием кремния в чугуне [4, 5]. Как показали исследования, изменение скоростей в осевой зоне печи характеризуется временными участками с явно выраженнымми направленными изменениями в большую или меньшую сторону. Из анализа содержания кремния в чугуне на выпусках следует, что через 2–3 часа после определения среднечасовой скорости происходит адекватное изменению скорости изменение содержания кремния, причем увеличению (уменьшению) скорости соответствует уменьшение (увеличение) содержания кремния на выпуске через 2–3 часа.

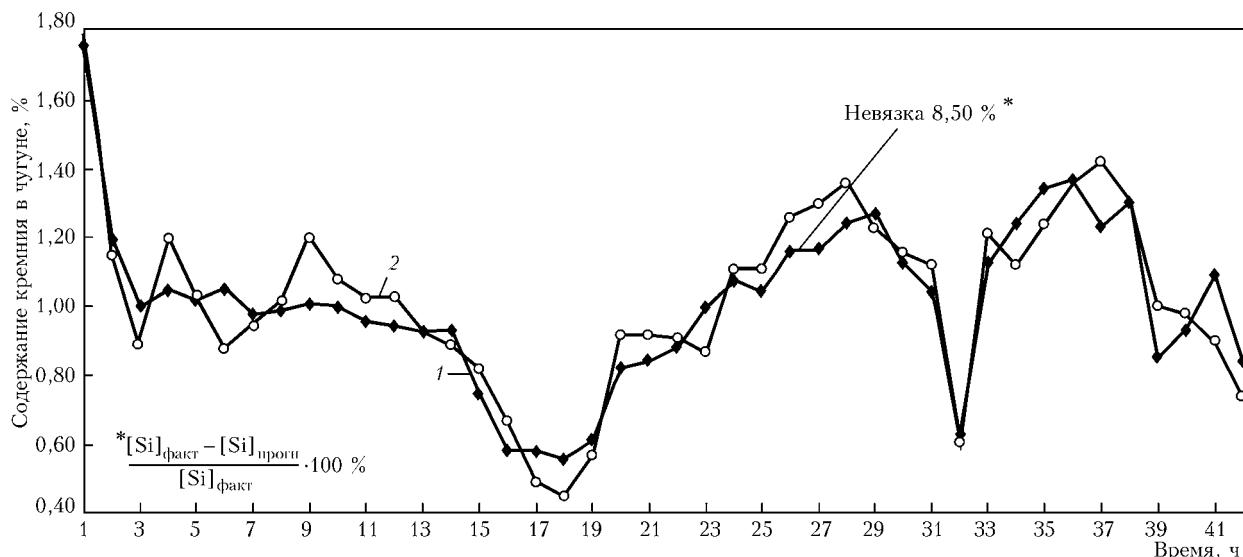


Рис. 1. Изменение прогнозируемых (1) и фактических (2) значений содержания кремния в чугуне на выпусках

В течение периода опробования способа в составе АСУ ДП № 9 его алгоритмы претерпели изменения. Так, изначально прогноз кремния был основан на расчете текущего значения содержания кремния на величину $\Delta[\text{Si}]_{\text{п}}^v$, представляющую изменения содержания кремния в чугуне на единицу скорости опускания шихты, принятую 0,001 м/мин и определяемую в зависимости от характерных диапазонов изменения скорости опускания шихты. Как показали результаты работы этого алгоритма, использование при прогнозировании содержания кремния в чугуне табличных значений коэффициентов $\Delta[\text{Si}]_{\text{п}}^v$ ограничивает получение достоверных данных при выходе величины $\Delta v^{\text{п}}$ за установленные диапазоны. Поэтому следующим этапом развития способа прогнозирования явилось приведение табличных значений коэффициентов к функциональной зависимости $\Delta[\text{Si}]_{\text{п}}^v$ от $\Delta v^{\text{п}}$. Использование разработанного способа прогнозирования содержания кремния в чугуне в исследуемых периодах работы печи показало невязку прогнозируемых и фактических значений, составившую в среднем 20 %, что, по нашему мнению, является следствием влияния на прогнозируемое значение кремния ряда технологических показателей плавки,

влияние которых не отразилось на скорости опускания шахты.

Вследствие этого в рамках выполнения проекта программы «Ресурс» был усовершенствован способ прогнозирования содержания кремния в чугуне. В результате выполнения регрессионного анализа прогнозируемого содержания кремния в чугуне, которое является критериальным значением, и технологических параметров плавки, используемых в качестве регрессоров анализа, установлено, что на содержание кремния в чугуне за 3 часа до его выпуска, кроме скорости опускания шихты в осевой зоне колошника v^{II} , оказывают влияние: текущее содержание кремния в чугуне $[\text{Si}]_{\text{тек}}$, содержание пара в дутье ($\text{т}/\text{ч}$) $Q_{\text{п}}$, теоретическая температура горения T_f и средняя рудная нагрузка PH . Исходя из этого, прогнозируемое содержание кремния в чугуне предложено определять в соответствии с регрессионным выражением.

$$[\text{Si}]_{\text{прогн}} = av_i^{\text{II}} + bT_f + c[\text{Si}]_{\text{тек}} + d(PH_j) + eO_{\text{акт}} + f(r_{\text{акт}} = 0.810), \quad (1)$$

где a, b, c, d, e, f – весовые коэффициенты, значения которых зависят от технологических условий плавки; v_i, PH_j, Q_{nk} – скорость опускания шихты в осевой зоне колошника, средняя рудная нагрузка и содержание пара в дутье, соответствующие максимальным коэффициентам корреляции с текущим содержанием кремния в чугуне, которые определяются на основании построения взаимнокорреляционных функций.

Индексы i , j и k обозначают временные сдвиги, соответствующие максимальным коэффициентам корреляции параметров v_i , PH_j , Q_{pk} с текущим содержанием кремния в чугуне, и составляют 3–8, 4–8 и 0–4 часа для v_i , PH_i и Q_{pk} соответственно.

График, приведенный на рис. 1, иллюстрирует изменение «невязки» прогнозируемого и фактического значений содержания кремния в чугуне.

Как следует из рисунка, отклонение прогнозируемого значения содержания кремния отличается

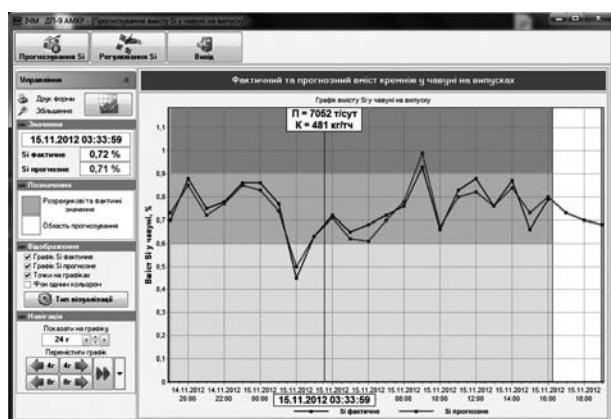


Рис. 2. Видеокадр "Прогноз [Si]"

от фактических его значений в среднем на $\pm 8,50 \%$.

На основе усовершенствованного способа прогнозирования содержания кремния в чугуне за 3 часа до его выпуска разработано программное обеспечение и алгоритм реализации в составе АСУ ДП № 9 (видеокадр подсистемы прогноза кремния приведен на рис. 2), а также инструкция пользователя САК «Прогнозирование содержания кремния в чугуне на выпусках».

Критерии, по которым оценивают тепловое состояние горна доменной печи, свидетельствуют о произошедшем изменении и нарушении теплового равновесия. Для того чтобы нарушения равновесия не произошло, необходимо предупреждать нарушения теплового равновесия, изменяя рудную нагрузку (регулирование «сверху») или параметры дутья (регулирование «снизу»). Полученные результаты по использованию информации профилемера для прогнозирования содержания кремния в чугуне на выпусках позволили разработать способ регулирования теплового состояния доменной печи, предусматривающий обеспечение (восстановление) заданного теплового режима гона печи с помощью изменения рудной нагрузки, а также возможность теплового регулирования доменной плавки по отклонениям регулируемых параметров воздействием параметров дутья на нагрев горна. Выбор принятых регулирующих воздействий, в частности, влажности дутья, определяется относительно малой инерционностью их воздействия на нагрев горна доменной печи. Наибольший эффект от такого регулирования может быть получен в том случае, если установление регулирующих воздействий будет осуществляться на основе прогнозируемых отклонений нагрева горна от заданного уровня, определяемых с помощью разработанного в рамках выполнения проекта способа прогнозирования содержания кремния в чугуне, основанного на информации стационарной системы измерения профиля поверхности засыпи шихты на колошнике.

Для оценки текущего нагрева горна использовано содержание кремния в чугуне. Причем согласно технологической инструкции по ведению доменной плавки для условий ДП № 9 ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог» допустимый диапазон изменения содержания кремния в чугуне составляет 0,6–0,9 ед.

На основе статистического анализа представительной выборки параметров и показателей доменной плавки (47 суток) установлены следующие рекомендации по изменению рудной нагрузки в зависимости от диапазонов исходных значений содержания кремния в чугуне: для $[Si] < 0,5 \%$ уменьшение рудной нагрузки на 1,16 т/т соответствует увеличению $[Si]$ на 0,76 %, для $[Si] = 0,50\text{--}0,59 \%$ уменьшение рудной нагрузки на 0,62 т/т соответствует увеличению $[Si]$ на 0,59 % и для $[Si] = 0,60\text{--}0,80 \%$ уменьшение рудной нагрузки на

0,55 т/т соответствует увеличению $[Si]$ на 0,37 %, а также рекомендации по изменению влажности дутья на единицу прогнозируемого изменения содержания кремния в чугуне: увеличение влажности дутья на $3,0 \text{ г}/\text{м}^3$ соответствует уменьшению $[Si]$ на 0,36 %.

В настоящее время способ проходит опытно-промышленное опробование в условиях ДП № 9 ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог».

Одним из основных аспектов регулирования теплового состояния горна доменной печи является обеспечение сохранности футеровки и необходимой толщины гарнисажа. Именно состояние футеровки определяет техническое состояние горна, и как следствие, продолжительность срока службы доменной печи [6]. Возможность прогнозирования толщины футеровки особенно важна при возникновении нестандартных ситуаций, в частности, вывода печи на нормальный ход после ее аварийной остановки. Для осуществления прогноза необходима разработка целевого критерия воздействия расплавов на футеровку металлоприемника доменной печи, который позволит контролировать составляющую теплового потенциала горна доменной печи, действующую на футеровку металлоприемника (комплексный критерий воздействия расплавов на футеровку металлоприемника). С точки зрения продления кампании доменной печи важным является наличие объективной информации, которая может быть получена с помощью комплексной системы мониторинга состояния горна. Такая система мониторинга состояния горна разработана Институтом черной металлургии им. З.И. Некрасова НАН Украины и реализована в составе АСУ ДП № 9 ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог» — система контроля теплового состояния системы охлаждения и остаточной толщины футеровки металлоприемника «Разгар» (далее система «Разгар») [7]. Она использует фактические данные, поступающие от установленных в металлоприемнике печи термопар, и рассчитывает фактическую толщину футеровки, что позволяет технологам принимать оперативные меры в соответствии с возникшей ситуацией.

Значительную опасность для сохранности футеровки горна и лещади доменной печи представляют периоды промывок, которые осуществляют в случаях загромождения горна, вызванного ухудшением в горне фильтрующей способности кокса из-за его низкой прочности либо аварийные ситуации, вызванные вынужденной остановкой печи по причине оползания гарнисажа шахты. Именно один из таких периодов работы ДП № 9 ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог» явился основой для исследований, направленных на установление взаимосвязи изменения содержания кремния в чугуне, принятого в качестве критерия теплового состояния горна доменной печи, с тепловыми нагрузками, определяемыми системой «Разгар».

Разработку комплексного критерия оценки воздействия расплавов на футеровку металлоприем-

ника осуществляли на основе установления функциональных зависимостей технологических параметров и показателей, определяющих тепловое состояние горна, от значения суммарных тепловых нагрузок на холодильники системы охлаждения металлоприемника и температур кладки, по которым рассчитывается остаточная толщина футеровки [8]. При разработке критерия оценки изменения тепловых нагрузок системы охлаждения горна и лещади в зависимости от интенсивности изменения содержания кремния (комплексного критерия воздействия расплавов на футеровку металлоприемника) во внимание принимали следующие параметры и показатели плавки, контролируемые в АСУ ДП №9 и определяющие тепловое состояние низа доменной печи: $[Si]$ — среднесуточное содержание кремния в чугуне, ед.; $\Delta Q_{\text{сум}}$ — суммарные тепловые нагрузки на металлоприемник доменной печи, Вт; $V_{\text{k.g}}$ — выход колошникового газа, $\text{м}^3/\text{мин}$; Оsn — полная основность шлака $\frac{\text{CaO} + \text{MgO}}{\text{SiO}_2 + \text{Al}_2\text{O}_3}$, ед.; $[C]/C_{\text{нac}}$ — отношение содержания углерода в чугуне к углероду насыщенному, ед.; ρ — стехиометрия шлака, ед.; $D_{\text{гар}}$ — толщина гарнисажа, м.

Содержание углерода в чугуне рассчитывали по эмпирической формуле, полученной в нашем институте: $[C] = 4,6 - 0,27[Si] - 0,32[P] + 0,03[Mn] - 0,032[S]$, где $[Si]$, $[P]$, $[Mn]$, $[S]$ — содержание соответственно кремния, фосфора, марганца и серы в чугуне, %.

Надежность соотношений между расчетными значениями и основными показателями плавки оценивали с помощью взаимно корреляционных функций, описывающих в динамике характер взаимосвязей между значениями отдельных параметров и тепловыми нагрузками системы охлаждения горна и лещади. Определение параметров и показателей доменной плавки, которые могут быть аргументами в выражении критерия теплового состояния низа доменной печи, осуществляли путем установления тесноты взаимосвязи суммарных тепловых нагрузок системы охлаждения горна и лещади последовательно с каждым из аргументов.

Для построения критерия использован известный метод группового учета аргументов, который разрабатывается академиком НАН Украины А.Г. Ивахненко и его школой уже более 40 лет и является типичным методом индуктивного моделирования и одним из наиболее эффективных методов структурно-параметрической идентификации сложных объектов, процессов и систем по данным наблюдений в условиях неполноты информации [9].

Основным параметром оценки теплового состояния низа доменной печи принято содержание кремния в чугуне, что послужило основанием для его использования в качестве аргумента в выражении критерия оценки воздействия расплавов на футеровку металлоприемника. Кремний с коэффициентом 0,83 определяет размер гарнисажа в ниж-

ней части доменной печи при нестабильном ходе печи, а с коэффициентом корреляции 0,70 — тепловые нагрузки на холодильники металлоприемника доменной печи.

Основываясь на выполненном обосновании выбора параметров для разработки критерия оценки воздействия расплавов на футеровку металлоприемника и результатах анализа взаимной корреляции параметров теплового состояния низа доменной печи, в качестве аргументов критерия выбраны следующие параметры: $[Si]$, $V_{\text{k.g}}$, Оsn; $[C]/C_{\text{нac}}$.

С помощью метода группового учета аргументов получен критерий оценки воздействия расплавов на футеровку металлоприемника доменной печи в виде

$$K = 0,798[Si] + \frac{[C]/C_{\text{нac}}}{\text{Osn} V_{\text{k.g}}} [2,024 - 0,938[Si]]. \quad (2)$$

Более высокие значения коэффициентов корреляции критерия с тепловыми нагрузками $-0,806$ и с толщиной гарнисажа $0,866$ по сравнению с их значениями, полученными при содержании кремния в чугуне с тепловыми нагрузками на холодильники металлоприемника $-0,70$ и с толщиной гарнисажа $0,78$, свидетельствуют о том, что использование предложенного критерия позволяет комплексно описать воздействие расплавов на футеровку металлоприемника доменной печи.

На основе предложенного комплексного критерия оценки воздействия расплавов на футеровку металлоприемника для исследуемого периода работы ДП № 9 определена взаимосвязь суммарных тепловых нагрузок с критерием (рис. 3), а также зависимость толщины гарнисажа от критерия K (рис. 4). Исходя из представленной на рис. 4 зависимости могут быть определены граничные условия изменения комплексного критерия, ограничивающие негативное воздействие расплавов на футеровку металлоприемника и сохраняющие требуемую толщину гарнисажа ($0,2\text{--}0,3$ м), служащего защитой от теплового разгара и эрозионного разрушения. Как следует из рис. 4, граничные условия изменения комплексного критерия могут быть представлены в виде $1,0 \leq K \leq 1,2$. Полученные для условий нестационарной работы ДП № 9 граничные условия изменения комплексного критерия могут быть уточнены в результате дальнейших исследований.

Как показали результаты исследований, между толщиной гарнисажа и критерием существует достаточно тесная взаимосвязь, которая характеризуется коэффициентом корреляции 0,87. На основе этой взаимосвязи может быть предложен следующий метод прогнозирования толщины гарнисажа металлоприемника в условиях работы печи, связанных с промывками горна, либо в нестационарных условиях, вызванных проплавлением сошедшего со стен шахты печи гарнисажа. Метод основан на использовании разработанного ранее

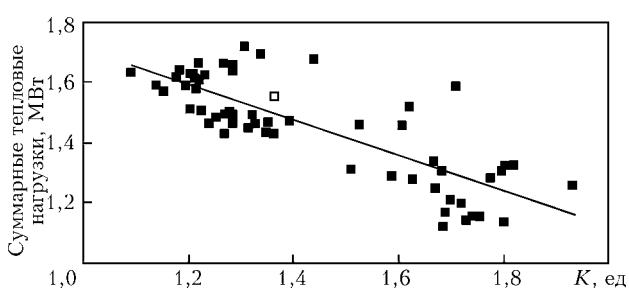


Рис. 3. Взаимосвязь суммарных тепловых нагрузок с критерием K при $R_{x,y} = -0,806$

способа прогнозирования содержания кремния в чугуне и включает [6]:

- прогнозирование содержания кремния в чугуне за 3 часа до выпуска и соответственно прогнозирование с высокой достоверностью 0,8 комплексного критерия оценки воздействия расплавов на футеровку металлоприемника;
- определение с достоверностью 0,87 (согласно зависимости, представленной на рис. 2) значения толщины гарнисажа металлоприемника;

• сопоставление прогнозируемого значения критерия с граничными условиями его изменения и принятие соответствующих технологических решений, направленных на дальнейший разогрев горна либо на его стабилизацию на достигнутом уровне.

Использование предложенного метода позволяет избежать чрезмерных промывок, вызывающих избыточное расплавление гарнисажа, которое приводит к дальнейшему разрушению футеровки, а это в свою очередь уменьшает продолжительность кампании печи, а в критическом случае приводит к прорыву горна. Кроме контроля сохранности футеровки, установленные взаимосвязи содержания кремния в чугуне с тепловыми нагрузками системы охлаждения горна и лещади могут быть использованы при оптимизации массы промывочных порций кокса, что в итоге будет способствовать его экономии. Как показывает зависимость толщины гарнисажа от комплексного критерия, представленная на рис. 4, рациональной толщине гарнисажа, изменяющейся в диапазоне от 0,2 до 0,3 м, соответствуют минимальные значения критерия оценки воздействия расплавов на футеровку металлоприемника печи. При установившейся работе печи, когда футеровка металлоприемника не испытывает возмущений, приводящих к ее разрушению, предложенный критерий не может быть использован.

В перспективе предусматривается расширить метод регулирования теплового состояния горна доменной печи возможностью прогнозирования толщины гарнисажа металлоприемника в условиях работы печи, связанных с промывками горна, либо в нестационарных условиях, вызванных проплавлением сошедшего со стен шахты печи гарнисажа.

Таким образом, при выполнении проекта для условий доменной печи, оснащенной стационарной системой измерения профиля поверхности засыпи

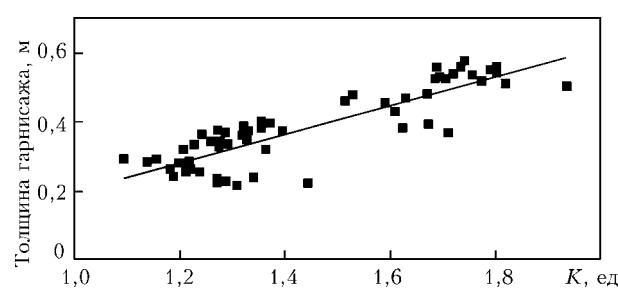


Рис. 4. Зависимость толщины гарнисажа от комплексного критерия $R_{x,y} = -0,866$

шахты, разработаны автоматизированные способы прогнозирования содержания кремния в чугуне (реализован в составе АСУ ДП № 9 ПАО «АрселорМиттал Кривой Рог») и способ управления тепловым состоянием горна, основанный на прогнозировании содержания кремния в чугуне и включающий возможность прогнозирования толщины гарнисажа металлоприемника в условиях работы печи, связанных с промывками горна, либо в нестационарных условиях, вызванных проплавлением сошедшего со стен шахты печи гарнисажа, с помощью разработанного целевого критерия оценки воздействия расплавов на футеровку металлоприемника (способ проходит опытно-промышленное опробование). Реализация разработанных при выполнении проекта способов автоматизированного контроля и управления плавкой в составе АСУ ДП № 9 позволяет обосновать выбор управляющих воздействий на ход процесса, направленных на обеспечение ровного и стабильного хода доменной печи, и в итоге, на увеличение кампании печи.

1. Использование информации профилемера для выбора управляющих воздействий на ход доменной плавки / В.И. Большаков, И.Г. Муравьева, Ю.С. Семенов и др. // Черн. металлургия. — 2006. — № 5. — С. 29–34.
2. Муравьева И.Г. Новые возможности автоматизированного управления ходом доменной печи // Металлургическая и горнорудная промышленность. — 2010. — № 3. — С. 126–129.
3. Доменное производство / А.Н. Похвиснев, В.С. Абрамов, Н.И. Красавцев, Н.К. Леонидом. — М.: ГНИЛ ЧЗ, 1951. — 707 с.
4. Пат. UA 82305 C2 Украина. Способ прогнозирования содержания кремния в чугуне / В.И. Большаков, С.Т. Шулико, И.Г. Муравьева и др. — Опубл. 25.03.08, Бюл. № 6, 2008.
5. Прогнозирование теплового состояния горна доменной печи / В.И. Большаков, И.Г. Муравьева, Ю.С. Семенов и др. // Сталь. — 2009. — № 5. — С. 7–9.
6. Савчук Н.А., Курунов И.Ф. Доменное производство на рубеже XXI века // Новости черн. металлургии за рубежом. — 2000. — Ч. II. Приложение 5. — 42 с.
7. Система контроля разгара футеровки металлоприемника и формирования продуктов плавки в доменных печах КГГМК «Криворожсталь»: Теория и практика производства чугуна / Н.М. Можаренко, Д.Н. Тогобицкая, Г.В. Панчоха и др. // Труды междунар. науч.-техн. конф., посвященной 70-летию КГГМК «Криворожсталь». — 2004. — С. 511–514.
8. Разработка комплексного критерия оценки воздействия расплавов на футеровку металлоприемника доменной печи / И.Г. Муравьева, Д.Н. Тогобицкая, Е.А. Белошапка и др. // Системні технології. — 2012. — Вип. 2. — С. 63–74.
9. Ивахненко А.Г. Долгосрочное прогнозирование и управление сложными системами. — Киев: Техника, 1975. — 311 с.

ПРОЕКТ 7.3

Удосконалення методології визначення технічного стану та обґрунтування терміну безпечної експлуатації кисневих балонів

УДК 621.791:622.692.2

УСОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ МЕТОДОЛОГИИ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ТЕХНИЧЕСКОГО СОСТОЯНИЯ И ОБОСНОВАНИЕ СРОКОВ БЕЗОПАСНОЙ ЭКСПЛУАТАЦИИ БАЛЛОНОВ

Э.Ф. ГАРФ, д-р техн. наук, **В.П. ДЯДИН**, **П.С. ЮХИМЕЦ**, кандидаты техн. наук,
В.А. НЕХОТЯЩИЙ, **Р.И. ДМИТРИЕНКО**, инженеры
(Институт электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины)

Представлен статистический анализ надежности и экономичности выпускаемых в Украине баллонов высокого давления для технических газов. Определены пути повышения технико-экономических показателей и надежности баллонов при их производстве и эксплуатации.

Ключевые слова: баллоны, предел текучести, временное сопротивление, ударная вязкость, толщина стенки, нормированное распределение, надежность, вероятность не-разрушения

Надежность и экономичность баллонов высокого давления определяется прежде всего нормативной базой и технологией их производства.

В Украине, как и в России, производство баллонов регламентируется ГОСТ 949-73, который введен взамен ГОСТ 949-57 и мало чем от него отличается. В 1991 г. снято ограничение на срок действия ГОСТ 943-73. Таким образом, более 35 лет указанный документ не пересматривался.

Эксплуатация баллонов высокого давления сопряжена с определенным риском. Так, по данным «Сваркомплект» в России ежегодно взрывается около 30 баллонов, 25 из которых стандартные 40-литровые баллоны. И это несмотря на то, что при переосвидетельствовании отбраковывается от 2 до 7 % баллонов [1, 2]. В публикации [3] приведены 4 случая разрушений кислородных баллонов в Украине. Анализ причин взрыва кислородных баллонов в 2008 г., приведшего к групповому несчастному случаю, описан в работе [4]. Особую опасность представляют разрушения баллонов в связи с тем, что они носят осколочный характер.

В этой связи вопросы надежности и безопасности эксплуатации баллонов высокого давления в Украине представляются весьма актуальными.

Целью данной работы является установление уровня надежности производимых в Украине баллонов высокого давления и определение путей повышения их технико-экономических показателей и безопасности при производстве и эксплуатации.

К сожалению, отсутствует статистика по возрасту и принадлежности разрушившихся баллонов. Возможно, что здесь и нет определенных закономерностей, поскольку чаще всего причиной взрывов является нарушение техники безопасности, однако осколочный характер разрушения неизбежно приводит к поражению обслуживающего баллоны персонала.

Несчастных случаев, связанных с разрушением баллонов в странах Европейского Союза, в литературе не отмечено. Это вызвало необходимость прежде всего сопоставить технические требования к таким изделиям в Украине и Евросоюзе.

В Европе требования к баллонам высокого давления для технических газов регламентируются документом ISO 9809-1. Эти требования касаются стальных бесшовных баллонов из материалов с времененным сопротивлением до 1100 МПа.

Согласно ГОСТ 949-73 различают баллоны обычной и повышенной точности изготовления. Для баллонов обычной точности нормируются предельные отклонения по объему (+5 %) и наружному диаметру в месте перехода от цилиндра к сфере ($\pm 2\text{--}2,5\%$), в зависимости от марки стали. Для баллонов повышенной точности предусмотрены более жесткие требования по диаметру в месте перехода от цилиндра к сфере ($\pm 1,5\text{--}2\%$), а также ограничения по длине (± 15 мм) и наружному диаметру ($\pm 1,0\text{--}1,5\%$). Ограничиваются и кривизна баллонов — не более 0,5 % длины цилиндрической части.

Согласно ISO 9809-1, разница между максимальным и минимальным значениями диаметра в одном сечении не должна превышать 2 %, а диа-

Таблица 1. Процедуры испытаний и контроля каждой партии баллонов по ГОСТ 949-73 и ISO 9809-1

Наименование испытаний	ГОСТ 949-73	ISO 9809-1
Испытание на растяжение образцов, вырезанных в продольном направлении	Контролируется σ_t , σ_b и δ_5 . $\delta_5 \geq 15\%$. Допускается проводить проверку механических свойств неразрушающими методами контроля	Контролируется σ_t , σ_b и δ_5 . $\delta_5 \geq 14\%$ на плоских образцах, и $\delta_5 \geq 16\%$ на круглых образцах
Гидравлические испытания пробным давлением	Испытывается каждый баллон	Испытывается каждый баллон
Пневматические испытания	Испытывается каждый баллон. Контролируется герметичность при рабочем давлении	Испытывается каждый баллон. Контролируется герметичность при рабочем давлении
Ультразвуковой контроль	Проводится на трубной заготовке	Проводится на готовом изделии
Испытание на ударную вязкость	Два продольных образца с круглым надрезом, $t_{исп} = 20^{\circ}\text{C}$	Три продольных или три поперечных (в зависимости от диаметра баллона) образца с острым надрезом $t_{исп} = -50^{\circ}\text{C}$
Гидравлические испытания баллона до разрушения	Не предусмотрено	Одно испытание от партии. Контроль прочности и характера разрушения
Испытание циклическим давлением	» »	1 баллон от партии. Давление: $P_{\max} = P_{исп} P_{min} \leq 10\% P_{раб}$. База испытаний 12000 циклов. Контроль течи
Испытание на загиб	» »	Два образца от партии. Контроль образования трещин
Испытание на выравнивание кольца	» »	Выравнивание на вальцах. Один образец. Контроль образования трещин

метр зон перехода не должен отклоняться от за-проектированного более чем на 1 %. Максимальное отклонение цилиндрической части баллона от прямой линии не должно превышать 3 мм на 1 м.

ISO 9809-1 не предусматривает деление баллонов по точности изготовления, равно как и различий в требованиях к точности в зависимости от марки стали. В целом требования Европейских норм относительно точности несколько выше отечественных, хотя эта разница не является принципиальной.

Более существенным является то, что в Европейских нормах рассмотрен большой перечень возможных производственных дефектов с указанием критериев для ремонта и отбраковки. В частности, такой дефект как продольная риска на наружной поверхности баллона должна ремонтироваться зашлифовкой. При этом толщина стенки после ремонта не должна быть меньше проектной, т. е. должна обеспечивать проектный запас прочности баллона. Если этого достичь не удается, то баллон подлежит отбраковке.

Согласно ГОСТ 949-73 риски, если они не выводят толщину стенки за минимально допустимые размеры, ремонту не подвергаются, а это создает значительную концентрацию напряжений, что, в свою очередь, будет способствовать снижению циклической прочности и трещиностойкости баллона.

Наиболее важными при контроле технологического процесса изготовления баллонов являются процедуры испытаний. Они проводятся для каждой партии баллонов. Сопоставление наиболее важных процедур испытаний, предусмотренных ГОСТ 949-73 и ISO 9809-1, представлено в табл. 1.

Из приведенной таблицы видно, что объем испытаний и требования, предъявляемые к отдель-

ным испытаниям, по ISO 9809-1 и ГОСТ 949-73 существенно разнятся. В частности, ISO 9809-1 предусматривает гидравлические испытания до разрушения одного баллона от каждой партии и циклические испытания одного баллона испытательным давлением на базе 12000 циклов. Критерием наступления предельного состояния при циклических испытаниях является разгерметизация баллона (появление течи) в результате образования сквозной трещины усталости. При статических испытаниях до разрушения особое внимание обращается на характер разрушения. Разрушение должно быть вязким, трещина не должна разветвляться.

Безусловно, что эти испытания способствуют обеспечению высокой надежности баллонов. Испытания до разрушения дают более полное представление о запасе прочности баллонов по сравнению с испытанием на растяжение стандартных образцов.

Особое внимание обращает на себя различие в требованиях по трещиностойкости стали, используемой для баллонов. Согласно требованиям ГОСТ 949-73 испытания на ударную вязкость проводятся при температуре 20 °C на двух образцах с круглым надрезом, вырезанным в продольном направлении. При этом значение ударной вязкости должно быть не ниже 30 Дж/см². Совершенно ясно, что форма надреза и температура испытаний не могут гарантировать вязкое разрушение баллонов в реальных условиях температур эксплуатации и динамической нагрузки, вызванной взрывом в баллоне. Поэтому взрыв баллона сопровождается осколочным разрушением с вытекающими из этого последствиями.

ISO 9809-1 предусматривает испытание на ударную вязкость по три образца, вырезанных в продольном или поперечном направлениях. Об-

Таблица 2. Данные по объему выборок для анализа механических свойств стали

Контролируемые параметры	σ_t , МПа	σ_b , МПа	δ_5 , %	KCU при 20 °C, Дж/см ²
Минимальное значение по ГОСТ 949-73	373	638	15	29,4
Количество результатов, включенных в выборку I	846	846	846	836
Количество результатов, включенных в выборку II	942	942	942	930

разцы имеют V-образный надрез Шарпи. Испытания проводят при температуре -50 °C. Для образцов, вырезанных в поперечном направлении из баллона диаметром более 140 мм, требования по ударной вязкости дифференцированы в зависимости от толщины его стенки и равны 30 Дж/см² для толщины стенки 3–5 мм, 35 Дж/см² для толщины от 5–7,5 мм и 40 Дж/см² для толщины стенки от 7,5–10 мм. Для продольных образцов, изготовленных из баллонов с диаметром менее 140 мм, значения ударной вязкости не должны быть менее 60 Дж/см² независимо от толщины стенки баллона. Эти требования учитывают механические свойства сталей и, вместе с тем, видимо, гарантируют безосколочное разрушение в случае взрыва баллона.

Представляет также интерес анализ механических свойств стали и значений толщины стенки выпускаемых в Украине баллонов высокого давления для технических газов, поскольку эти показатели предопределяют надежность баллонов в штатных условиях эксплуатации.

Исследования проводили путем статистического анализа механических свойств стали и значений толщины стенки баллонов. Выборки по механическим свойствам формировались по результатам испытаний, проводимых на заводе для каждой партии баллонов в период с августа 2001 по конец 2008 г. При этом по каждому из показателей механических свойств формировали две выборки. В первую включались результаты для партий баллонов, прошедших контроль по всем параметрам с первого раза. Во вторую включались все результаты. Исходная информация по выборкам для контролируемых механических свойств приведена в табл. 2.

Таблица 3. Результаты статистического анализа механических свойств стали в баллонах

Статистические параметры	σ_t , МПа	σ_b , МПа	δ_5 , %	KCU при 20 °C, Дж/см ²
Параметры по выборке I				
min	373	643	15	29,4
max	571	870	30	184
Математическое ожидание m	409,23	745,05	20,44	70,48
Стандартное отклонение σ	29,92	39,47	2,37	14,385
$(\sigma/m) \cdot 100 \%$	7,3	5,29	11,59	20,41
Параметры по выборке II				
min	278	616	8,8	20
max	571	876	30	184
Математическое ожидание m	404,75	741,23	20,45	70,82
Стандартное отклонение σ	33,8	41,64	2,45	14,85
$(\sigma/m) \cdot 100 \%$	8,35	5,62	12	20,97
% брака	17,36	0,65	1,39	0,26

Для построения гистограмм распределений ширину интервала h определяли по формуле Стердженса [5]:

$$h = \frac{X_{\max} - X_{\min}}{1 + 3,322 \lg n},$$

где n — количество результатов в выборке; X_{\max} и X_{\min} — максимальное и минимальное значение рассматриваемого параметра.

Распределения всех механических характеристик соответствуют нормальному закону, что подтверждается соответствующими значениями коэффициентов вариации [5].

Результаты статистического анализа по выборкам I и II приведены в табл. 3.

Гистограммы и нормированные распределения по выборке II, которая наиболее полно представляет производственную ситуацию, представлены на рис. 1–4. Как видно из рисунков, гистограммы и теоретические распределения достаточно хорошо согласуются. Исходя из того, что выборки включают большое количество результатов, их можно рассматривать как генеральные совокупности и математическое ожидание (m) принимать равным среднему значению по выборке (на рисунках это значение с чертой сверху). На рисунках приняты следующие обозначения: t — принимаемая ширина интервала; n_t — число интервалов; σ — стандартное отклонение.

Анализируя результаты, представленные в табл. 3, необходимо отметить ряд моментов.

Прежде всего обращает внимание тот факт, что очень высока вероятность производства заготовок для баллонов с пределом текучести ниже нормированного значения. Поскольку контроль осуществляется

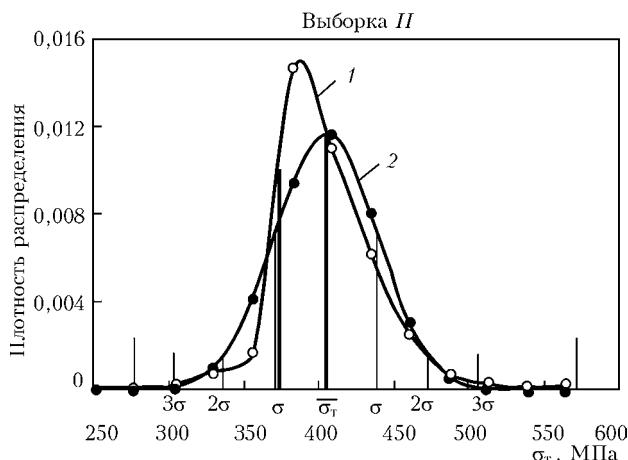


Рис. 1. Гистограмма (1) и нормированное распределение предела текучести (2): min по ГОСТ 949-73=373; $n = 942$; $\sigma = 33,799$; min = 278; max = 571; $\bar{\sigma}_t = 404,749$; $t = 26$; $n_u = 12$

ляется на стадии изготовления собственно баллонов, это чревато высоким процентом отбраковки баллонов. Если исходить из выборки II, то отбраковка может составлять более 17 % и всегда будет существовать вероятность того, что в эксплуатируемых баллонах фактический предел текучести будет ниже нормируемой величины.

Приходится отметить, что практически по всем показателям механических свойств наблюдается достаточно высокий уровень рассеяния результатов. И это несмотря на то, что весь цикл производства от выплавки стали до выпуска готовой продукции осуществляется в пределах одного предприятия.

Заметим, что прочность баллонов определяется не только механическими свойствами стали, но также и расчетной толщиной стенки. В этой связи при оценке надежности производимых в Украине баллонов значительное внимание уделено анализу толщины стенки в цилиндрической части баллонов. Исследования проводили на трех новых баллонах. Измерения толщиномером УТЭ-04-ЭМА проводили в более чем 400 точках, равномерно расположенных на наружной поверхности цилиндрической части каждого из баллонов.

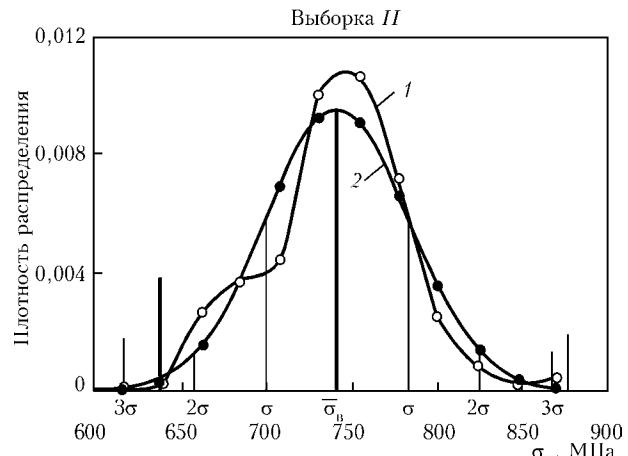


Рис. 2. Гистограмма (1) и нормированное распределение предела прочности (2): min по ГОСТ 949-73=638; $n = 942$; $\sigma = 41,641$; min = 616; max = 876; $\bar{\sigma}_b = 741,231$; $t = 23$; $n_u = 12$

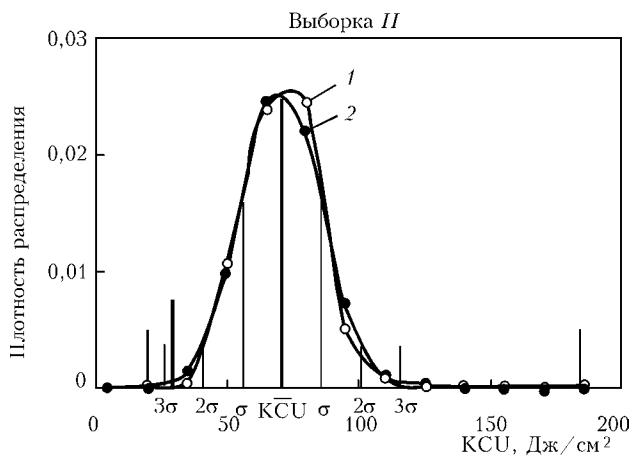


Рис. 3. Гистограмма (1) и нормированное распределение ударной вязкости (2): min по ГОСТ 949-73=29,4; $n = 930$; $\sigma = 14,851$; min = 20; max = 184; $\bar{KCU} = 70,816$; $t = 15$; $n_u = 12$

Результаты статистического анализа приведены в табл. 4, а на рис. 5 и 6 представлены гистограммы и нормированные распределения толщин стенки в баллонах.

Обращает внимание значительный разброс по толщине стенки как в отдельных баллонах (20–30 %), так и по группе из трех баллонов (32,3 %). Имеет место значительное превышение минимальной толщины стенки рассматриваемых баллонов в сравнении с толщиной, регламентируемой ГОСТ 949-73 (6,8 мм). Средние значения толщины стенки баллонов на 18–26 % больше нормируемой, а это значит, что примерно на такую же величину увеличивается масса баллонов и их стоимость, а, следовательно, технологические и экономические показатели.

Вместе с тем, несмотря на большой разброс показателей толщины стенки, вероятность появления в баллонах минимально допустимого значения толщины стенки составляет $0,1 \cdot 10^{-3}$ – $0,1 \cdot 10^{-5}$ за счет излишнего запаса по толщине стенки баллонов.

Исходя из реальных распределений механических свойств и толщин стенки, можно определить вероятность появления в баллонах текучести при испытательной нагрузке и вероятность разрушения баллонов при коэффициенте запаса менее 2,6.

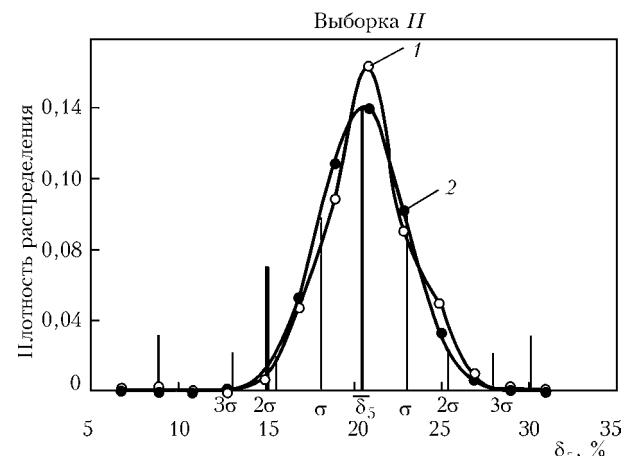


Рис. 4. Гистограмма (1) и нормированное распределение относительного удлинения (2): min по ГОСТ 949-73=15; $n = 942$; $\sigma = 2,454$; min = 8,8; max = 30; $\bar{\delta} = 20,45$; $t = 2$; $n_u = 12$

Таблица 4. Статистические данные результатов измерения толщины стенки баллонов

Номер баллона	Год производства баллонов	Количество измерений, шт.	s_{\max} , мм	s_{\min} , мм	Математическое ожидание, мм	Стандартное отклонение
758	2007	432	9,66	7,41	8,57	0,44
25	2009	448	8,95	7,3	8,03	0,3
15365	2010	448	8,82	7,3	8,03	0,31
3 баллона	2007–2010	1328	9,66	7,3	8,2	0,437

Известно, что кольцевые напряжения в цилиндрической части баллона определяются выражением

$$\sigma_k = \frac{PD_{cp}}{2s},$$

где P — давление в баллоне; D_{cp} — средний диаметр баллона; s — толщина стенки. Для заданного давления выражение $\frac{PD_{cp}}{2}$ может рассматриваться

как постоянный коэффициент, следовательно, распределение напряжений σ_k в баллонах будет определяться распределением величины, обратной толщине стенки. Напряжения могут рассматриваться как результат нагруженности баллона F , т.е. $F = \sigma_k$.

Предел текучести σ_t или временное сопротивление σ_b характеризуют несущую способность баллона R .

А.Р. Ржаницын для оценки надежности в таких случаях рассматривает функцию неразрушимости $\psi = R - F$ [6], которая также имеет нормальное распределение, с параметрами математического ожидания $m_\psi = m_R - m_F$ и дисперсией $D_\psi = D_R + D_F - 2k_{RF}$. Здесь k_{RF} — корреляционный момент, который в данном случае равен нулю, так как параметры R и F некоррелируемые.

Следовательно, стандартное отклонение для функции неразрушимости будет иметь вид:

$$\sigma_\psi = \sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_F^2}.$$

Вероятность наступления предельного состояния p определяется как площадь кривой распределения функции неразрушимости ψ от $-\infty$ до нуля.

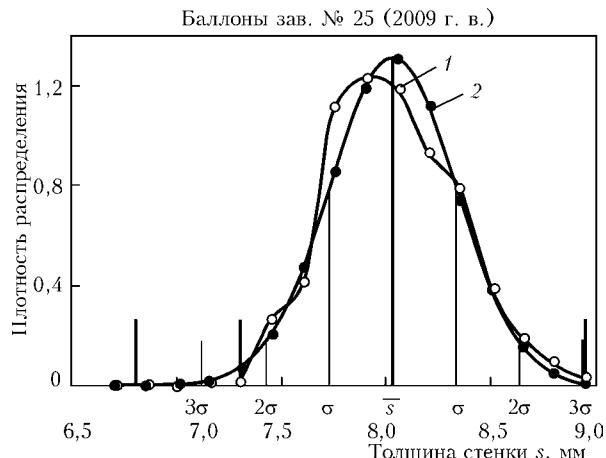


Рис. 5. Гистограмма (1) и нормированное распределение толщины стенки в баллоне (2): $n = 448$; $\sigma = 0,302$; $\min = 7,3$; $\max = 8,95$; $s = 8,028$; $t = 0,15$; $n_u = 12$

В качестве примера рассмотрим вероятность появления в цилиндрической части баллона зон текучести при давлении $P = 25,5$ МПа. Такое давление выбрано для наглядности примера. На рис. 7 приведены нормированные распределения для предела текучести по выборке II, для нагруженности баллона и функции неразрушения ψ для новых баллонов. Вероятность достижения значений текучести в отдельных зонах баллона определяется площадью заштрихованной части кривой распределения функции неразрушения и составляет 3,67 %.

Оценка вероятности появления зон текучести в баллонах при испытательном давлении и вероятности разрушения новых баллонов с коэффициентом запаса менее 2,6 приведены в табл. 5.

Как видно из табл. 5, вероятность непоявления зон текучести в новых баллонах дифференцировано по отдельным баллонам и по группе из трех баллонов, составляет не менее 0,999. Вероятность разрушения баллонов с коэффициентом запаса менее 2,6 практически отсутствует. Конечно, все сказанное выше, касается новых баллонов. В процессе эксплуатации, в связи с коррозионными процессами, вероятность наступления предельных состояний будет возрастать. Поэтому необходима разработка мероприятий, позволяющих своевременно выводить из эксплуатации баллоны, надежность которых не соответствует существующим требованиям.

Исходя из сказанного, повышение надежности и безопасности эксплуатации баллонов высокого давления следует рассматривать в двух аспектах: производство новых баллонов и обеспечение безопасности баллонов в процессе их эксплуатации.

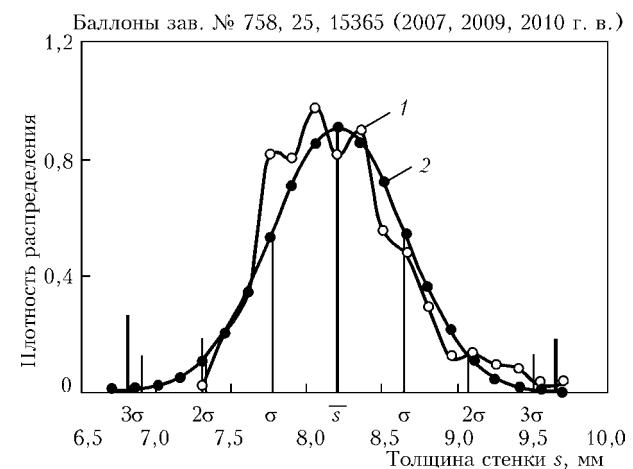


Рис. 6. Гистограмма (1) и нормированное распределение толщины стенки по трем баллонам (2): $n = 1328$; $\sigma = 0,437$; $\min = 7,3$; $\max = 9,66$; $s = 8,2$; $t = 0,15$; $n_u = 17$

Таблица 5. Вероятности (%) наступления текучести при пробном давлении и разрушения при запасе прочности менее 2,6

Номер баллона	Вероятность наступления текучести при давлении 22,07 МПа			Вероятность разрушения при давлении 38,26 МПа		
	Статистические параметры					
	m	σ	p	m	σ	p
1	130,75	36,54	0,02	265,13	48,13	1,91E-6
2	112,01	35,52	0,08	232,58	45,76	1,97E-5
3	112,01	35,68	0,1	232,58	46,13	2,44E-5
1-3	119,04	36,91	0,07	244,79	48,96	3,03E-5

Что касается производства баллонов, то необходима его коренная реконструкция, которая за счет современных технологий позволит свести до минимума разнотолщинность стенки баллонов и повысить их экономические показатели. Необходим переход на применение новых современных материалов, имеющих значительно более высокие механические и вязкие свойства, что приведет к дополнительному снижению массы изделий. Крайне необходимо согласование отечественных технических требований к изготовлению баллонов с общевероятными, изложенными в ISO 9809-1 и других документах, что исключит хрупкое разрушение баллонов, в том числе и при внутреннем давлении, возникающем при взрыве.

Процесс вывода из эксплуатации баллонов, изготовленных по нынешней технологии, займет длительный период времени. Поэтому для повышения их безопасности необходима разработка как организационных мероприятий, направленных на строгое соблюдение требований техники безопасности при работе с баллонами высокого давления, так и технических, обеспечивающих более высокий и объективный уровень оценки их технического состояния при переосвидетельствованиях, и на этой основе своевременное выведение баллонов из эксплуатации. Примером может служить использование интегрального подхода к оценке технического состояния баллонов при их испытании пробным давлением, основанного на выявлении начала пластических деформаций в стенке баллона. Такой подход апробирован в рамках рассматриваемой проблемы.

Выходы

1. Производимые в Украине баллоны высокого давления для технических газов имеют высокую надежность в части появления зон текучести при испытательном давлении, а их запас прочности по отношению к рабочему давлению существенно превышает требования норм.

2. Высокие уровни надежности баллонов при штатных режимах эксплуатации достигаются за счет завышенных значений толщины стенки, что приводит к утяжелению баллонов и повышению их себестоимости.

3. Сталь, из которой изготавливаются баллоны, имеет значительное рассеяние по всем показателям механических свойств. Особенно большое рассея-

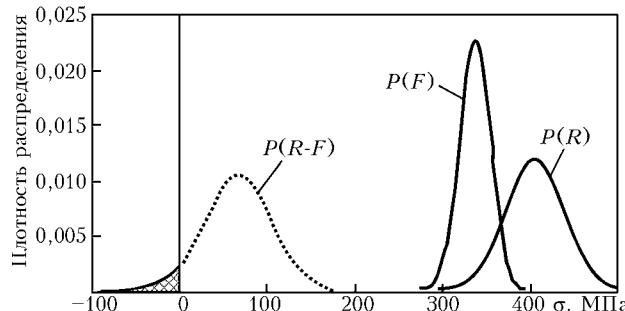


Рис. 7. Нормированные распределения функций R , F и $R - F$: распределение R : $m = 404,749$, $\sigma = 33,799$; F : $m = 336,55$, $\sigma = 17,5$; $R - F$: $m = 68,2$, $\sigma = 38,04$

ние и низкая обеспеченность нормативного значения по пределу текучести. Процент отбраковки по σ_t превышает 17 %. Отношение максимальных значений σ_t к минимальным в представительной выборке составило более двух.

4. Трубные заготовки для баллонов имеют значительную разнотолщинность. В одном баллоне толщина стенки меняется в пределах 30 %. Средние значения толщины стенки на 18–26 % больше минимально допустимых нормами, что приводит к существенному перерасходу стали.

5. Нормативные требования по трещиностойкости стали, применяемой для баллонов, не обеспечивают надежности эксплуатации баллонов при отрицательных температурах, приводят к осколочным разрушениям при взрывах и не отвечают современным условиям обеспечения безопасности.

6. Повышение технико-экономических показателей баллонов и их безопасности требует пересмотра нормативной базы, реконструкции производства, перехода на современные материалы и совершенствования оценки технического состояния эксплуатируемых изделий.

1. Рубан А.Г. Инновационное обеспечение лидерства на рынке газовых баллонов // Техн. газы. – 2008. – № 2. – С. 49–55.
2. Рубан А.Г. Международный опыт обновления газобаллонного парка производителей промышленных газов // Там же. – 2009. – № 6. – С. 54–63.
3. Анализ разрушений и возможности контроля состояния металла кислородных баллонов / В.М. Долинский, В.М. Стогний, В.Г. Новик и др. // Техн. диагностика и неразруш. контроль. – 2001. – № 4. – С. 33–36.
4. Чижиченко В.П. Анализ причин взрыва кислородных баллонов, приведшего к групповому несчастному случаю // Техн. газы. – 2008. – № 6. – С. 62–64.
5. Математическая статистика / Под ред. А.М. Длина. – М.: Высш. шк., 1975. – 400 с.
6. Ржаницын А.Р. Теория расчета строительных конструкций на надежность. – М.: Стройиздат, 1978. – 240 с.
7. Болотин В.В. Статистические методы в строительной механике. – М.: Стройиздат, 1961. – 202 с.

ПРОЕКТ 7.4

Розробка високоміцної металопродукції з економнолегованих сталей для вантажних вагонів нового покоління, яка забезпечує суттєве підвищення їх експлуатаційних характеристик

УДК 669.15-194.018.26:669.295:669.71:669.786:629.4.014.3

НОВАЯ ВЫСОКОПРОЧНАЯ ЭКОНОМИЧНАЯ СТАЛЬ ДЛЯ ГРУЗОВЫХ ВАГОНОВ НОВОГО ПОКОЛЕНИЯ

И.Г. УЗЛОВ¹, д-р техн. наук, **А.В. ПУЧИКОВ¹**, науч. сотрудник, **О.В. УЗЛОВ¹**, **А.В. КНЫШ¹**, кандидаты техн. наук,
Ж.А. ДЕМЕНТЬЕВА¹, науч. сотрудник, **В.Д. ПОЗНЯКОВ²**, д-р техн. наук, **С.Л. ЖДАНОВ²**, канд. техн. наук,
А.А. МАКСИМЕНКО², мл. науч. сотрудник.

(¹Ин-т черной металлургии им. З.И. Некрасова НАН Украины,

²Ин-т электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины)

Разработана новая низкоуглеродистая сталь, микролегированная карбидо- и нитридообразующими элементами (титан, алюминий, азот), для грузовых вагонов нового поколения с повышенными эксплуатационными нагрузками.

Ключевые слова: грузовой вагон, термическая обработка, микролегированная сталь, высокопрочная металлопродукция, сварные соединения, холодные трещины, структурное состояние, механические свойства

Развитие таких важнейших отраслей народного хозяйства, как машиностроение, строительная индустрия, железнодорожный, морской, газо-, нефтепроводный транспорт и др., непосредственным образом связано с потреблением больших объемов металлопродукции. Свыше 80 % этого потребления приходится на металлопрокат из углеродистых и низколегированных конструкционных сталей.

Украина, являющаяся крупным производителем широкого сортамента металлопродукции, имеет очень высокий показатель металлоемкости национального дохода — он более чем в 2 раза превышает показатели развитых стран. Так, удельная металлоемкость железнодорожного подвижного состава Украины выше зарубежного на 50, сельскохозяйственных машин и инвентаря к нему на 30, тракторов на 20, автомобильного транспорта на 30 %, строительно-дорожных машин — в 2–3 раза. Вследствие этого расход топлива и энергии на единицу полезной работы в отечественной технике в 1,3–1,7 раза выше, чем в зарубежной.

Рассматривая эту проблему, следует указать и на то, что наиболее крупные потребители массовых видов проката (машиностроение и строительство) не готовы в должной мере к широкому применению листового и сортового проката повышенной и особенно высокой прочности. Для компенсации низких значений эксплуатационных характеристик металлопродукции предприятия этих отраслей при создании машин, механизмов и строительных конструкций применяют металлические профили и литейные изделия больших сечений, что увеличивает металлоемкость готовых изделий.

Мировой опыт использования металлопродукции характеризуется устойчивой тенденцией роста доли применения высокопрочных сталей. В нашей стране (и в других странах СНГ) также накоплен определенный опыт применения высокопрочного стального проката для изготовления металлических изделий (табл. 1).

Таким образом, вопросы коренного повышения качества металлопродукции и обеспечения их высокой конкурентной способности на внутреннем и внешнем рынках являются важнейшими приоритетными направлениями развития черной металлургии и metallurgicheskoy naуки. Решение этой задачи главным образом определяется существенным повышением уровня физико-механических свойств и эксплуатационных характеристик стального проката (в первую очередь его прочностных свойств) на metallurgicheskikh предпринятиях, а также созданием новых конструкторских решений и прогрессивных технологий их применения в строительстве, в машиностроении, в угольной промышленности, на транспорте и в других отраслях, что позволит существенно снизить металлоемкость изготавливаемых изделий.

В мировой практике разработаны и применяют два основных пути повышения комплекса свойств (в том числе и прочностных характеристик) стали и изделий из нее: производство металлопродукции из легированных сталей и применение процессов термического упрочнения изделий.

Учитывая дороговизну и дефицит легирующих элементов, следует по-новому рассматривать вопрос использования горячекатанных легированных марок стали в таких высокометаллоемких отраслях, как машиностроение, строительство, транспорт, горнодобывающая промышленность. Заметим, что для Украины, не располагающей доста-

Таблица 1. Примеры эффективного применения термоупрочненного проката

Изделие, производитель	σ_t , МПа	Эффективность применения
Стрела автокрана КС-2561 Д грузоподъемностью 6,3 т, Балашихинский завод	600	Экономия металла 30 % (340 вместо 480 кг)
Лонжероны и рама автомобиля МАЗ	650	Повышение циклической прочности в 3–4 раза, снижение массы на 12 %
Ковш экскаватора Э-302А	600	Экономия металла 40 %
Опоры технологических трубопроводов (серия 3015-1/77, исп II У)	390	Экономия металла 18–20 %
Покрытие одноэтажных промышленных зданий из прокатных профилей типа «Москва»	390	Повышение несущей способности на 15 %, обеспечение работы при -65°C
Подстропильные фермы пролетом 12 м (расчет ДИСИ, изготовитель Днепропетровский завод металлоконструкций им. И.В. Бабушкина)	470–780	Повышение несущей способности в 1,35–2,05 раза

точными ресурсами хрома, никеля, ванадия, молибдена, ниобия, широко используемых для производства высокопрочных сталей, эта задача стоит очень остро. Как показывает опыт, эффективное применение легирующих элементов для изготовления проката массового назначения технически и экономически оправдано лишь в случае использования этого материала в термически упрочненном состоянии, только тогда более полно используются потенциальные возможности легирующих элементов — повышаются на 30–40 % прочностные свойства, существенно понижается температура хрупкого разрушения, уменьшается склонность к стяжению. Подтверждение этому могут служить данные табл. 2 (ГОСТ 19281–89) [1].

В соответствии с решением Министерства транспорта и связи Украины создана комплексная программа «Оновлення залізничного рухомого складу України на 2008–2020 роки» и в «Укрзалізниці» начаты работы по созданию грузовых вагонов нового поколения, предназначенных для эксплуатации с повышенными до 25–30 т осевыми нагрузками и увеличенными до 120–140 км/ч скоростями движения грузовых поездов. Аналогичная государственная программа осуществляется также в Российской Федерации. Для этой цели необходимы новые высокопрочные марки стали с использованием сырьевых ресурсов Украины.

С учетом этих положений Институтом черной металлургии им. З.И. Некрасова НАНУ выполнены работы по созданию высокопрочного листово-

го, сортового и фасонного проката с использованием низкоуглеродистых сталей (типа СтЗпс), микролегированных нетрадиционными ферросплавами и лигатурами (например, азотсодержащей лигатурой, разработанной проф. А.В. Рабиновичем, НМетАУ). В результате в термически упрочненном состоянии получен высокий комплекс прочностных и вязких характеристик (табл. 3).

Приведенные выше данные могут быть также реализованы при создании эффективной металлопродукции и в строительной индустрии для изготовления металлоконструкций с пониженной металлоемкостью для мостостроения, а также металлических каркасов высотного строительства. Высокопрочная металлопродукция позволяет наряду с экономией металла для ее изготовления существенно снизить стоимость довольно материалоемких фундаментов под них.

Исходя из выполненных к настоящему времени работ, установлено, что при получении бейнитной структуры в стали существенно повышаются ее прочностные характеристики без значительного снижения пластических характеристик, присущего мартенситной структуре [2]. В то же время снижение значений динамических характеристик, прежде всего ударной вязкости при пониженных температурах, в ряде случаев весьма ощутимо. Ударная вязкость является структурно-чувствительной характеристикой с низким порогом чувствительности и эта характеристика в первую очередь реагирует на изменение структурного состояния

Таблица 2. Механические свойства стального проката в горячекатаном (Г.К) и термоупрочненном (Т.У) состояниях

Марка стали	Состояние проката	Вид дополнительной обработки	Класс прочности	Механические свойства			
				σ_t , МПа	σ_b , МПа	δ_5 , %	KCU_{-40} , Дж/см ²
10Г2С1	Г.К	—	295	295	430	21	29
14Г2	Г.К	—	325	325	450	21	39
17Г1С1	Г.К	—	325	325	450	21	39
10Г2С1		Т.У	390	390	510	19	44
14Г2		Т.У	390	390	510	19	44
17Г1С1		Т.У	375	375	510	20	39

РЕСУРС

Таблица 3. Механические свойства сталей, используемых для вагоностроения

Марка стали	σ_t , МПа	δ_5 , %	KCU , Дж/см ² , при T , °C			
			+20	-20	-40	-70
Применяемая сегодня 09Г2Д	295	21,0	98,0	—	29,0	—
10ХСНД	390	18,0	—	—	34,0	29,0
Новая микролегированная высокопрочная	550–600	21,0	—	—	—	75,0–85,0

Таблица 4. Механические свойства существующих, перспективных и опытных материалов для вагоностроения

Материал	Состояние поставки	σ_t , МПа	σ_b , МПа	δ_5 , %	KCU , Дж/см ²
		не менее			
Существующий	Г.К	295	430	21	29 (-40 °C)
Перспективный, РФ	Не определено	390	550	21	29 (-60 °C)
Перспективный, Украина	Т.У	500	600	18	29 (-60 °C)
Опытный	Одинарная термическая обработка без отпуска	660	840	18	35 (-60 °C)

ния стали. Это, очевидно, связано с выделением карбидов по границам рекристаллизации α -фазы при получении структуры верхнего бейнита, а также сонаправленностью рекристаллизации α -фазы в пакете нижнего бейнита. При распространении магистральной трещины вдоль пакета бейнита структура слабо сопротивляется развитию магистральной трещины. В термически упрочненной стали, микролегированной карбонитридом титана и нитридом алюминия, образуется структура «интрагранулярного» игольчатого феррита, характеризующаяся высокой степенью разориентировки бейнитных рекристаллизаций, распространение в ней магистральной трещины в практически любом направлении будет затруднено. Этим и объясняется повышение ударной вязкости сталей со структурой «интрагранулярного» игольчатого феррита по сравнению с аналогичными сталью со структурой бейнита или отпущенном мар滕сите (табл. 4).

С целью оптимизации процессов термического упрочнения разрабатываемой стали проведены опыты по влиянию температуры отпуска на свойства закаленной стали (табл. 5).

Наиболее существенные изменения комплекса служебных характеристик начинаются при температурах отпуска выше 550 °C. При этом с повышением температуры отпуска происходит закономерное снижение прочностных характеристик

(предела текучести и временного сопротивления разрушению) с одновременным повышением пластических характеристик (относительное удлинение) и ударной вязкости при отрицательных температурах (KCU_{-60}).

Очевидно, что применение отдельной операции отпуска при различных температурах термически упрочненной модифицированной стали Ст3сп позволяет получать широкий спектр высокопрочных материалов с показателями пластичности и ударной вязкости, полностью соответствующими перспективным требованиям Российской железной дороги и «Укрзализници».

Известно [3], что несущая способность отдельных элементов и кузова вагона в целом рассчитывается прежде всего по допускаемым напряжениям. По этому показателю при сохранении остальных характеристик на приемлемом уровне новый термически упрочненный материал более чем вдвое превышает используемый в настоящее время и в 1,6 раза чем перспективный по требованиям Российской железной дороги (рис. 1).

Проведение широкого комплекса механических испытаний микролегированных сталей со структурой игольчатого феррита необходимо было для оценки влияния структуры игольчатого феррита и частиц нитридов и карбонитридов на характеристики свойств сталей. Механические испытания проводили по стандартным методикам в соответствии с действующими ДСТУ и ГОСТ. Выбор образцов с U-образным надрезом (тип I по ГОСТ 9454) для оценки ударной вязкости связан с тем, что в требованиях ГОСТ 19281 и ГОСТ 27772 к ударной вязкости для температур испытания ниже -40 °C приводятся требуемые уровни ударной вязкости только для образцов с U-образным надрезом, кроме того, в литературе имеется более широкая база данных по значениям ударной вязкости

Таблица 5. Механические свойства термически упрочненных новых материалов в отпущенном состоянии

$T_{\text{отп}}$, °C	σ_t , МПа	σ_b , МПа	δ_5 , %	KCU_{-60} , Дж/см ²
450	629	777	18,0	35
550	567	707	20,5	53
600	558	705	23,8	93
650	472	625	24,1	112

сталей при пониженных температурах (до -80°C), а именно для образцов с U-образным надрезом [4].

В табл. 6 представлены механические свойства исследуемых сталей со структурой «интрагранулярного» игольчатого феррита и сталей со сходной структурой, но другой системой легирования [5]. Как следует из анализа данных таблицы, исследуемые стали со структурой преимущественно «интрагранулярного» игольчатого феррита, полученного с применением термического упрочнения (без отпуска), отличаются высоким комплексом прочностных свойств, при некотором снижении пластических характеристик проката, однако уровень пластических свойств (δ_5, ψ) исследуемых сталей отвечает требованиям ГОСТ 19281.

Высокий уровень свойств сталей за рубежом главным образом достигается за счет введения в сталь весьма дорогостоящего ванадия и молибдена, а также существенного повышения содержания углерода и марганца в стали (рис. 2). При таком высоком содержании углерода и марганца сварка таких сталей затруднена, что отмечается самими авторами [5]. В то же время легирование стали алюминием, титаном и азотом не приводит к повышению углеродного эквивалента. Для различных плавок опытной стали углеродный эквивалент колеблется в пределах 0,37–0,40, что характеризует их как свариваемые стали.

Высокие показатели ударной вязкости позволяют использовать стали со структурой «интрагранулярного» игольчатого феррита при пониженных

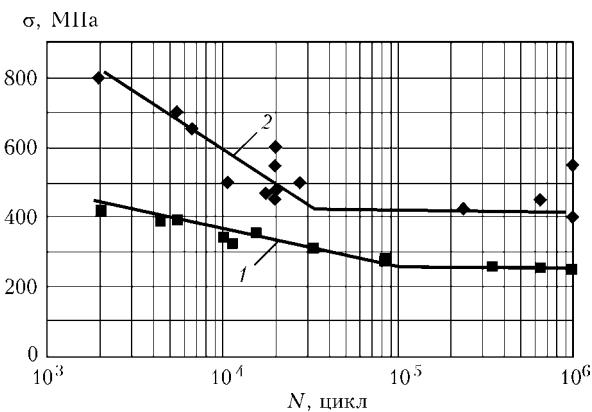


Рис. 1. Кривые усталости фасонного проката для новой микролегированной стали со структурой игольчатого феррита (1) и традиционно применяемой стали с феррито-перлитной структурой (2)

температурах эксплуатации и в условиях значительных динамических нагрузок (рис. 3).

Таким образом, исследуемые стали со структурой игольчатого феррита весьма перспективны с точки зрения получаемого высокого комплекса механических и технологических свойств.

В табл. 7 представлено сравнение комплекса свойств, обеспечиваемого рассматриваемыми стальюми после различных видов термической и деформационно-термической обработок с учетом их структурного состояния. Из анализа этих данных можно заключить, что микролегированная конструкционная сталь со структурой игольчатого феррита имеет комплекс прочностных и пластических

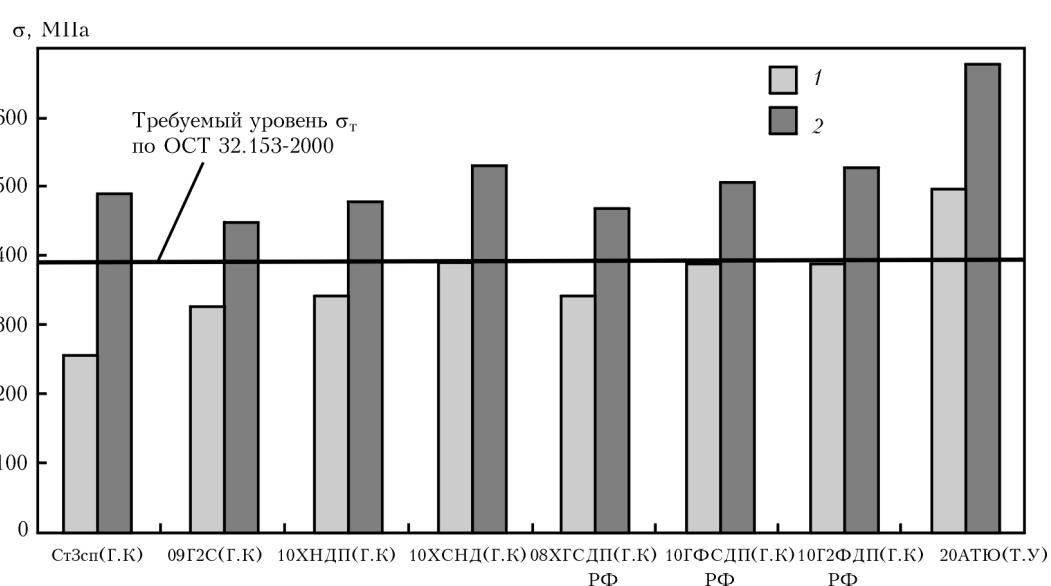


Рис. 2. Прочностные характеристики сталей для производства кузовов полувагонов: 1 — σ_t ; 2 — σ_b

Таблица 6. Механические свойства сталей со структурой «интрагранулярного» игольчатого феррита (ИФ)

Система легирования	Структура	σ_t , МПа	σ_b , МПа	δ_5 , %	ψ , %
Ti-V [5]	Игольчатый феррит	560–666	Н/д	Н/д	Н/д
Ti[4]	»	519	»	»	»
Al-Ti-N	Интрагранулярный ИФ + бейнит	580–590	800–820	21–22	41–43
Al-Ti-N	»	620–630	860–870	21–22	37–39

Таблица 7. Механические свойства сталей при определенном структурном состоянии

Марка стали	Структурное состояние	$\sigma_{t(0,2)}$, МПа	σ_b , МПа	δ_5 , %	ψ , %
16Г2АФ [4]	Мартенсит отпуска (закалка 920 °C + отпуск 680 °C, 2 ч)	390–555	555–710	18–28	Н/д
09Г2ФБ	Феррит + перлит, контролируемая прокатка	550	640	23	»
Пл. №166908 (Al-Ti-N)	«Интрагранулярный» ИФ + пакетный бейнит	580–590	800–820	21–22	41–43
Пл. № 166215 (Al-Ti-N)	«Интрагранулярный» ИФ + пакетный бейнит	620–630	860–870	21–22	37–39

характеристик, не уступающих свойствам сталей, легированных такими дорогостоящими элементами, как ванадий, ниобий и молибден.

На основании приведенных выше данных можно заключить, что термическое упрочнение малоуглеродистых и низколегированных сталей с комплексным карбонитридным упрочнением, формируя преимущественно бейнитные структуры с повышенной степенью разориентировки реек, обеспечивает возможность получения высокопрочного фасонного проката с уровнем $\sigma_t \geq 630$ МПа, гарантией ударной вязкости вплоть до температуры -80 °C $KCU_{-80} \geq 75$ Дж/см² и высокими показателями сопротивления усталостному разрушению ($\sigma_{-1} = 400$ МПа), а также необходимый уровень других эксплуатационных характеристик.

Были проведены испытания проката из СтЗсп, микролегированной нитридообразующими элементами, на склонность к механическому старению в соответствии с ГОСТ 7268–82 «Сталь. Методы определения склонности к механическому старению по испытанию на ударный изгиб». Испытанию подвергли прокат в четырех термически обработанных состояниях: в закаленном без отпуска, в закаленном и отпущенном состояниях при температуре 550, 600, 650 °C (табл. 8).

Результаты испытания высокопрочного проката на ударный изгиб после механического старения показали уровень ударной вязкости, отвечающий

требованиям ГОСТ 19281 «Прокат из стали повышенной прочности» (не менее 29 Дж/см²). Эти стали были также испытаны на коррозионную стойкость и их сравнивали с рядовой сталью, применяемой в настоящее время в соответствии с требованиями ГОСТ 9.908–85 «Металлы и сплавы. Методы определения показателей коррозии и коррозионной стойкости». Для этого были изготовлены образцы из горячекатаного проката из стали 09Г2Д и из термически обработанного опытного проката. Оценку коррозионной стойкости образцов определяли по потере массы на единицу площади поверхности. Положительные результаты представлены на рис. 4. Результаты испытания образцов показали повышенную коррозионную стойкость опытного проката по сравнению с прокатом из стали 09Г2Д с ее увеличением во времени.

Поскольку практически все элементы металлоконструкций грузовых вагонов являются сварными, то к стальному прокату предъявляются особые требования — он должен хорошо свариваться. Исследования по оценке свариваемости термоупрочненной стали включали анализ ее склонности к образованию холодных трещин, реакции металла на ожог, а также влияния погонной энергии сварки на структуру и механические свойства металла зоны термического влияния (ЗТВ) сварных соединений. Результаты этих исследований сравнивали с результатами испытаний стали 09Г2Д.

В соответствии с рекомендациями МИС склонность стали к образованию холодных трещин оценивали по методу Имплант [6]. При этом использо-

Таблица 8. Ударная вязкость после механического старения высокопрочного проката

Номер образца	Состояние	KCU , Дж/см ²	$KCU_{ср}$, Дж/см ²
1–1	Исходное закаленное без отпуска	108,13	105,48
1–2		102,82	
2–1	Отпуск 550 °C	108,71	114,04
2–2		119,37	
3–1	Отпуск 600 °C	173,00	181,95
3–2		190,91	
4–1	Отпуск 650 °C	199,08	213,16
4–2		227,25	

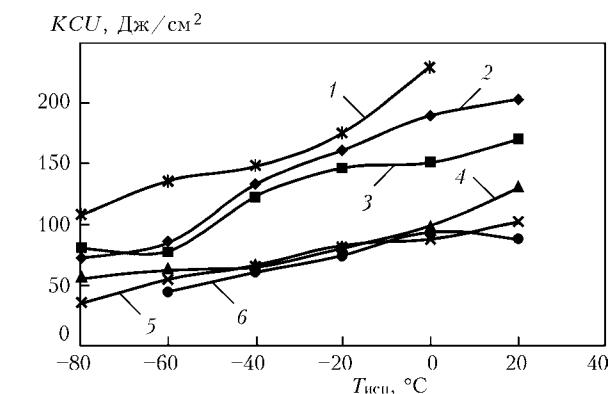


Рис. 3. Ударная вязкость низколегированных конструкционных сталей с различными системами легирования и структурными состояниями: 1 — 09Г2ФБ, Ф+П, продольные образцы; 2 — 166908, ИФ, продольные образцы; 3 — 166215, ИФ, продольные образцы; 4 — 166908, ИФ, поперечные образцы; 5 — 166215, ИФ, поперечные образцы; 6 — 16Г2АФ, М_{опт}, поперечные образцы

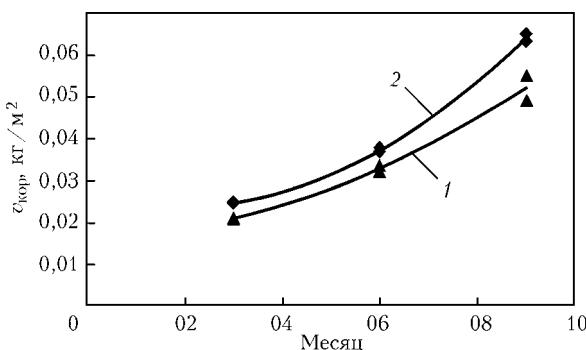


Рис. 4. Коррозионная стойкость опытной стали (1) и стали 09Г2С (2)

вали образцы-вставки диаметром 6,0 мм с концентриатором напряжений в виде винтовой канавки. Реакцию стали на ожог сварочной дугой определяли по ГОСТ 23240-78, а влияние погонной энергии сварки на структуру и механические свойства металла ЗТВ сварных соединений с использованием валиковых проб — по ГОСТ 13585-68.

Результаты испытаний образцов, выполненные по методу Имплант (рис. 5), свидетельствуют о том, что термоупрочненная сталь более склонна к водородному охрупчиванию по сравнению со сталью 09Г2С. С увеличением содержания диффузационного водорода в наплавленном металле ($[H]_{\text{диф}}$) от 1,6 до 3,8 мл/100 г риск образования холодных трещин в металле ЗТВ сварных соединений термоупрочненной стали повышается, что характерно для высокопрочных сталей с $\sigma_t \geq 590$ МПа. Для того чтобы исключить возможность появления трещин в таких соединениях, уровень остаточных напряжений в них не должен превышать соответственно 375 и 300 МПа. Повысить сопротивляемость сварных соединений термоупрочненной стали образованию холодных трещин можно, применив предварительный подогрев T_p . Так, при $[H]_{\text{диф}} = 3,8$ мл/100 г подогрев до температуры 60 °C позволяет повысить уровень критических напряжений $\sigma_{\text{кр}}$ до 350 МПа, а при $T_p = 90$ °C — до $\sigma_{\text{кр}} = 375$ МПа. Сталь 09Г2С практически не склонна к образованию холодных трещин, однако ее прочностные свойства существенно ниже, чем у термоупрочненной стали.

Результаты испытаний, приведенные на рис. 6, свидетельствуют о том, что обе стали не чувствительны к ожогу и имеют достаточно высокую сопротивляемость хрупкому разрушению. Показатели $a_{\text{н.о.}} = 127$ Дж/см² и $a_{\text{н.о.}} = 80$ Дж/см² термоупрочненной стали и стали 09Г2С соответственно, полученные по результатам испытаний образцов при температуре -60 °C, значительно превосходят требуемые значения ($a_{\text{н.о.}}^{-60} \geq 34$ Дж/см²).

Результаты испытаний валиковых проб исследуемых сталей, приведенные на рис. 7, свидетельствуют о том, что требуемые значения ударной вязкости ($KCV_{-40} \geq 27$ Дж/см² и $KCU_{-60} \geq 29$ Дж/см²) в металле ЗТВ сварных соединений термоупрочненной стали будут обеспечены в том

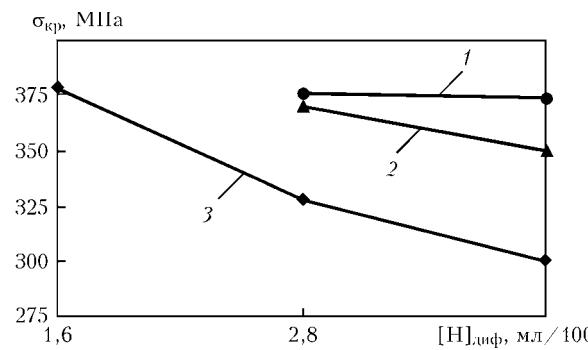


Рис. 5. Влияние диффузационного водорода и температуры предварительного подогрева на сопротивляемость образованию холодных трещин металла ЗТВ термоупрочненной стали: 1 — сварка без подогрева; 2, 3 — предварительный подогрев соответственно 60 и 90 °C

случае, когда их скорость охлаждения в интервале температур 600–500 °C $w_{6/5}$ находится в диапазоне $5 \leq w_{6/5} \leq 15$ °C/с. Ударная вязкость металла ЗТВ сварных соединений стали 09Г2С в данном диапазоне скоростей охлаждения изменяется незначительно (KCU_{-60} от 29 до 33 Дж/см², KCV_{-40} от 20 до 23 Дж/см²), но в отличие от термоупрочненной стали ее значения едва достигают требуемого уровня для образцов с круглым надрезом (тип Менаже) и ниже этого уровня при испытании образцов с острым надрезом (тип Шарпи).

Таким образом, предварительные исследования свариваемости термоупрочненной стали показали, что она не склонна к изменению свойств под воздействием ожога, хорошо сопротивляется образованию холодных трещин при ограниченном содержании диффузационного водорода в наплавленном металле, способна обеспечить требуемую ударную вязкость в диапазоне скоростей охлаждения $5 \leq w_{6/5} \leq 15$ °C/с и может быть принята в качестве базовой при разработке высокопрочного проката для грузовых вагонов нового поколения.

Выполненный комплекс исследований позволил определить уровень механических свойств металлоконструкций основных несущих и ограждающих элементов грузовых вагонов нового поколения с повышенными эксплуатационными нагрузками и явился основанием для принятия Технического задания «Укрзализницею» для их создания (см. табл. 7). Эти данные являются научно-технической основой разработки Программы по созданию

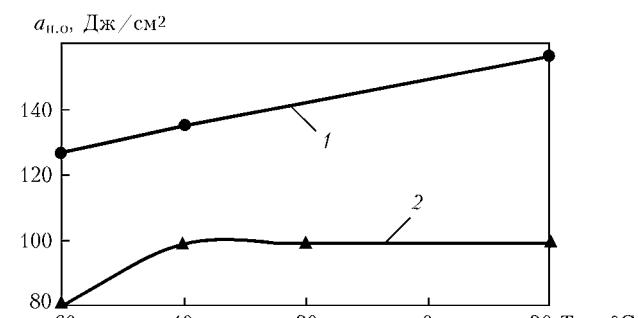


Рис. 6. Реакция соответственно термоупрочненной стали (1) и стали 09Г2С (2)

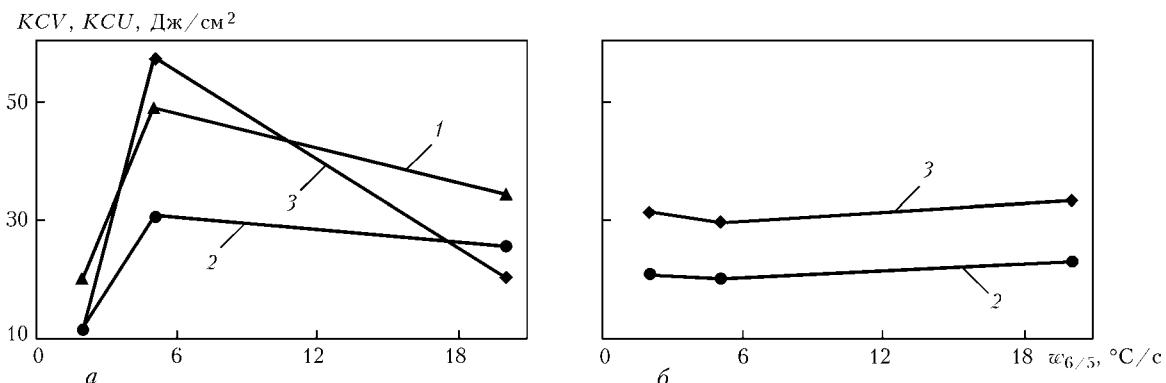


Рис. 7. Влияние скорости охлаждения на ударную вязкость металла ЗТВ сварных соединений термоупрочненной стали (а) и стали 09Г2Д (б): 1 — KCV_{-20} ; 2 — KCV_{-40} ; 3 — KCU_{-60}

для железнодорожного транспорта Украины грузовых вагонов нового поколения.

Механические свойства металлопроката основных несущих ограждающих элементов кузовов грузовых вагонов нового поколения по Техническому заданию «Укрзалізниці 2010 г.» следующие:

σ_t , МПа, не менее	500
σ_b , МПа, не менее	600
δ_5 , %, не менее	18,0
KCU_{-60} , $\text{Дж}/\text{см}^2$, не менее	29,0
KCU_{+20} , $\text{Дж}/\text{см}^2$, не менее	29,0
Предел выносливости при знакопеременном изгибе σ_{-1} , МПа, не менее	240
Угол загиба на 180° на оправке диаметром d и толщине h , d/h	1,5

Планируемые результаты применения — увеличение срока службы с 23 до 32 лет, осевой нагрузки с 23,5 до 25 т, межремонтного пробега до

не менее 500 тыс. км, а также снижение массы тары грузового вагона.

1. Узлов И.Г. Научные положения и технологические решения производства и использования эффективной металлопродукции // Металлург. и горноруд. пром-сть. — 2010. — № 2. — С. 126–130.
2. Большаков В.И., Стародубов К.Ф., Тылкин М.А. Термическая обработка строительной стали повышенной прочности. — М.: Металлургия, 1977. — 120 с.
3. Нормы расчета и проектирования вагонов железных дорог МПС колен 1520 мм (несамоходных).
4. Матросов Ю.И., Литвиненко Д.А., Голованенко С.А. Сталь для магистральных трубопроводов. — М.: Металлургия, 1989. — 287 с.
5. Improvement of fracture toughness of forging steels microalloyed with titanium by accelerated cooling after hot working / M.A. Linaza, J.L. Romero, J.M. Rodriguez-Ibane et al. // Scripta metallurgica and materialia. — 1993. — Vol. 29. — P. 1217–1222.
6. Макаров Э.Л. Холодные трещины при сварке легированных сталей. — М.: Машиностроение, 1981. — 247 с.

ПРОЕКТ 7.5

Підвищення експлуатаційної надійності залізниць за рахунок розробки та застосування технічних засобів для комплексної автоматизованої оцінки технічного стану верхньої будови залізничних колій

УДК 681.518.5

РОЗРОБКА ТА ДОСЛІДЖЕННЯ СУЧASNIX ЗASOBIV AUTOMATIZOVANOHO KONTROLU GEOMETRICHNIX PARAMETRIV ZALIZNICHNIX KOLIY

Є.В. ШАПОВАЛОВ, В.О. КОЛЯДА, кандидати техн. наук, Н.Ф. ЛУЦЕНКО, Д.Д. ТОПЧЕВ, інженери
(Ін-т електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України)

Досліджено експериментальну модель підсистеми безконтактного вимірювання ширини колії в реальних умовах експлуатації на діючому колієвимірювальному вагоні. Отримані результати свідчать про доцільність застосування безконтактних оптических засобів в якості вимірювального обладнання сучасних колієвимірювальних вагонів. Створено дослідно-промисловий зразок колієвимірювального візка, призначеного для автоматизованого контролю геометрії залізничних колій.

Ключові слова: залізничні колії, геометричні параметри, безконтактне вимірювання, лазерно-телевізійний сенсор, автоматизований контроль, колієвимірювальний візок, обробка результатів вимірювання

Найважливішим фактором функціонування залізничного транспорту є його безпечна експлуатація, яка значною мірою залежить від своєчасної діагностики верхньої будови залізничних колій. На сучасному етапі перш за все необхідне істотне підвищення якості перевезень, дотримання гарантованих строків доставки вантажів та соціальної комфортності пасажирів. Основним напрямком реалізації вказаного є підвищення швидкостей пасажирських і вантажних потягів при безумовному забезпеченні безпеки руху та зниженні відмов колій, що висуває жорсткі вимоги до надійності залізничного шляху та забезпечення необхідних показників геометрії колій. Тому впровадження сучасних технічних засобів, що дозволяють покращити якісні та кількісні показники процесу контролю геометричних параметрів залізничних колій, є важливою і актуальною задачею.

Дослідження безконтактних оптических засобів вимірювання геометричних параметрів залізничної колії в реальних умовах експлуатації. Сучасний напрямок розвитку апаратного забезпечення мобільних колієвимірювальних засобів, таких як колієвимірювальні вагони та дрезини, полягає у доповненні або заміщенні механічних контактних датчиків, призначених для вимірювання параметрів колій, безконтактними оптическими. Серед переваг оптических датчиків над контактними можна виділити відсутність зношення контактуючих деталей, значну інформативність, безінерційність і, як наслідок, можливість виконувати вимірюван-

ня при більш високій швидкості руху [1, 2]. Дослідженнями у даному напрямі займаються провідні розробники колієвимірювального обладнання США, Європи та Росії.

В Україні на базі ІЕЗ ім. Є.О. Патона теж проводяться роботи, пов'язані з розробкою та експериментальним дослідженням безконтактних колієвимірювальних систем. Зокрема, в 2011–2012 рр. проведено дослідження безконтактних оптических засобів вимірювання геометричних параметрів залізничної колії в реальних умовах експлуатації. У межах даної роботи створено експериментальну модель лазерно-телевізійної підсистеми, призначену для безконтактного вимірювання ширини колії. Основними компонентами підсистеми є сенсорний блок та головний контролер (рис. 1).

На сенсорний блок покладається задача синхронного отримання профілів поверхонь кочення головок рейок в реальному часі, тобто до складу сенсорного блока входять два окремих вимірювальних канали для лівої (л) і правої (п) рейок. Для отримання профілів застосовуються двовимірні лазерно-телевізійні сенсори (ЛТС), функціонування яких базується за принципом лазерної тріангуляції [3, 4]. Лазерний промінь за допомогою спеціальної оптики розгортається в площину, що формує на поверхні об'єкта світловий слід. Відеокамера, розміщена під деяким тріангуляційним кутом до світлової площини, реєструє зображення світлового сліду, що повторює рельєф поверхні об'єкта. В результаті обробки зображень визначаються масиви точок, які відповідають профілю об'єкта вимірювання.

Швидкісна обробка зображень виконується за допомогою спеціалізованих мікропроцесорних ві-

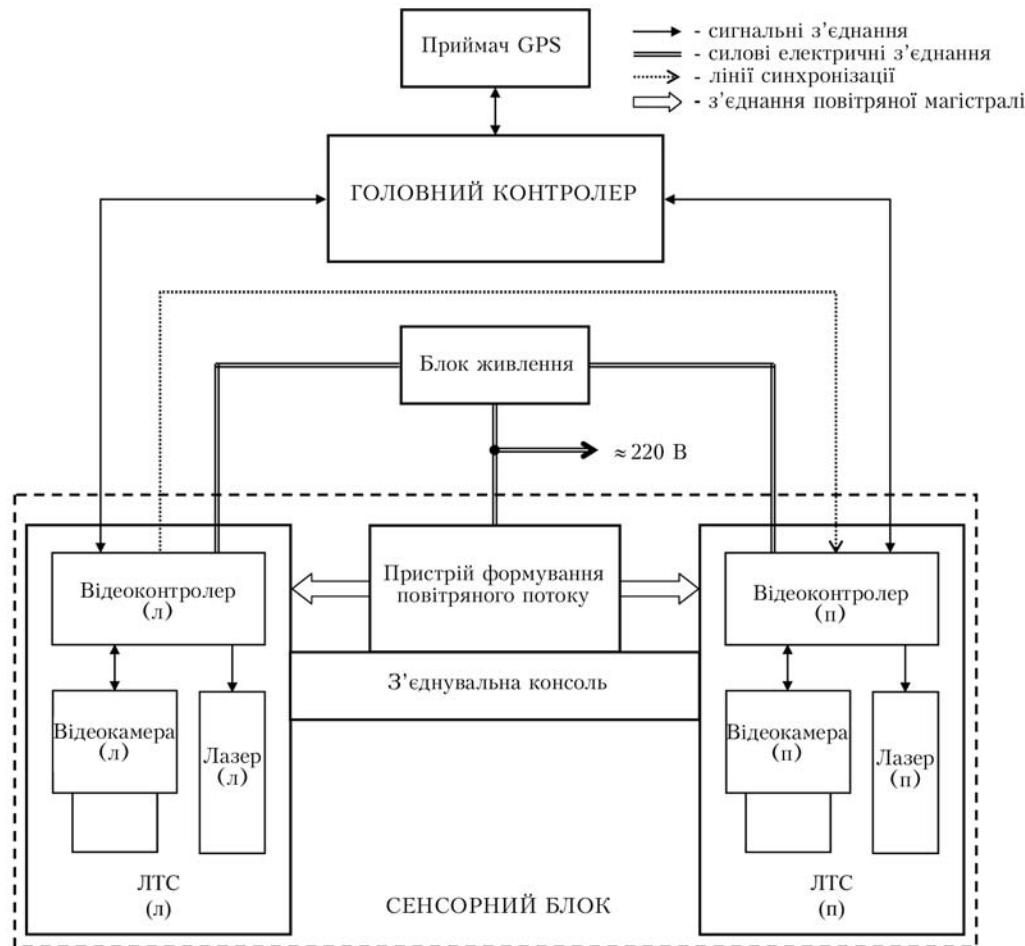


Рис. 1. Структурна схема підсистеми безконтактного вимірювання ширини колії

деоконтролерів, побудованих на базі цифрових сигналних процесорів. Відеоконтролери оснащено інтерфейсами зв'язку типу Ethernet для обміну даними з головним контролером.

Синхронізація відеокамер ЛТС здійснюється за принципом головний–підлеглий. Кожен ЛТС зібрано в окремому корпусі з жорсткою фіксацією внутрішніх оптических компонентів. Для забезпечення фіксованої вимірювальної бази ЛТС з'єднуються між собою за допомогою жорсткої консолі. На консолі передбачено елементи кріплень, призначенні для монтажу сенсорного блока на колієвимірювальному вагоні. Сенсорний блок слугує для встановлення ззовні вагона безпосередньо над рейковими нитками. Як наслідок, вхідні / вихідні вікна-ілюмінатори оптических компонентів (відеокамер і лазерів) можуть забруднюватися пилом при русі вагона. Для вирішення цієї проблеми передбачено примусове обдування робочої зони сенсора повітряним потоком. До складу підсистеми введено пристрій формування повітряного потоку (проточний вентилятор), що розміщується безпосередньо на консолі сенсорного блока.

За головний контролер використовують мобільний комп’ютер, оснащений інтерфейсом Ethernet та спеціалізованим програмним забезпеченням, розробленими для проведення експериментальних досліджень. З метою забезпечення автономної ко-

ординатної прив’язки результатів вимірювань (без підключення до штатної апаратури колієвимірювального вагона) застосовано пристрій визначення глобальних координат (приймач GPS). Електричне живлення ЛТС здійснюється за допомогою окремого блока живлення, що забезпечує перетворення змінної напруги приблизно 220 В в постійну необхідного номіналу.

При розробці оптичної схеми ЛТС ураховано габарити об’єкта вимірювання (головки рейки), діапазон можливих зміщень сенсорного блока відносно рейок при русі вагона та допустиме наближення сенсорного блока до елементів залізничної колії. Апаратні засоби ЛТС вибрано виходячи з необхідної точності вимірювання ширини колії ($\pm 0,5$ мм), вимог до кроку сканування колії ($\leq 0,5$ м) та максимальної робочої швидкості колієвимірювального вагона типу КВЛ-П1 (до 100 км/год). Для корпусів ЛТС використовують конструкцію, що передбачає виготовлення основної частини корпусу з суцільної алюмінієвої заготовки та бокової захисної кришки з тонкого листового металу. Така конструкція забезпечує необхідну жорсткість. Також конструкція передбачає надійні вібростійкі кріплення для оптических елементів та окремий герметичний відсік для електронної апаратури. В корпуси ЛТС вмонтовуються штуцери для підключення до повітряної магістралі та

спеціальні сопла перед відеокамерою та лазером, що дозволяє суттєво знизити вірогідність проникнення сторонніх пилоподібних об'єктів всередину корпусів.

З'єднувальну консоль виконано на базі жорсткої сталової балки, на якій передбачено кріплення до рами вагона та інсталяційні позиції для двох ЛТС. При встановленні на вагон всі кріплення з'єднувальної консолі виконуються у вигляді гвинтових з'єднань. Для запобігання ослабленню гвинтових з'єднань внаслідок дії вібрацій всі гвинти обов'язково шплінтується. Передбачено також додаткову страховку з'єднувальної консолі за допомогою двох тросів.

Програмне забезпечення (ПЗ) підсистеми безконтактного вимірювання ширини колії складається з окремого ПЗ для відеоконтролерів сенсорного блока і ПЗ для головного контролера підсистеми. ПЗ відеоконтролерів мають такі основні завдання:

- обробка цифрових зображень для визначення координат контуру світлового сліду, що повторює профіль поверхні кочення рейки;
- перетворення екранних координат точок контуру в метричну опорну систему координат колієвимірювального вагона;
- знаходження характерних точок профілю, відносно яких повинна визначатися ширина колії (на рівні 13 мм від верху головки рейки);
- передача результатів вимірювання до головного контролера.

ПЗ головного контролера являє собою автоматизоване робоче місце (АРМ), призначене для дослідження впливу перешкод на оптичні засоби вимірювання геометричних параметрів залізничних колій. Основні функції даного ПЗ полягають у такому:

- автоматичне визначення ширини колії на основі даних від ЛТС сенсорного блока та збереження результатів вимірювання з координатною прив'язкою;
- візуальне відображення результатів вимірювання ширини колії у вигляді числових значень та графіків з позначенням координат;
- автоматичне визначення відхилень у роботі підсистеми (суттєве зниження рівня корисного сигналу, збої та відмови), їх збереження, позначення на графіках та занесення у таблицю відхилень;
- автоматичне формування текстових документів (відомості відхилень у роботі підсистеми та графічні діаграми).

На етапі підготовки до експериментальних досліджень проведено монтаж сенсорного блока експериментальної моделі підсистеми безконтактного вимірювання ширини колії на діючому колієвимірювальному вагоні типу КВЛ-П1МП.2.Т (рис. 2). Виконано роботи по прокладанню силових та сигналічних кабелів та облаштуванню автоматизованого робочого місця. Проведено попереднє налаштування підсистеми.



Рис. 2. Сенсорний блок підсистеми безконтактного вимірювання ширини колії, встановлений на коліевимірювальному вагоні

тuvання підсистеми у складі коліевимірювального вагона.

Експерименти по безконтактному вимірюванню ширини колії проводилися на ділянках Південно-західної залізниці як при денному свіtlі, так і вночі в усьому діапазоні робочих швидкостей руху коліевимірювального вагона. Максимальна зареєстрована швидкість руху під час експериментів становила 95 км/год. Виконано збір експериментальних даних на ділянках колій, загальна протяжність яких перевищує 700 км. Експерименти проводилися за різних погодних умов, у тому числі під час дощу, снігу та при зниженні температури до -20°C .

В ході експериментів встановлено, що природне свіtlо та оптичне випромінювання від штучних джерел свіtlа практично не впливають на роботу підсистеми безконтактного вимірювання ширини колії. Відмінностей у характеристі роботи підсистеми в свіtlій та темний час доби не помічено. Фактори, що діють на електрифікованих ділянках залізничної колії (типу електромагнітних перешкод) також не впливають на роботу сенсорного блока. Апаратні засоби підсистеми не створюють перешкод для бортової автоматизованої системи (БАС) коліевимірювального вагона.

Встановлено, що підсистема стабільно функціонує у усьому діапазоні робочих швидкостей руху коліевимірювального вагона, зареєстрованих під час проведення експериментів.

При проведенні експериментів в умовах відсутності значного сніжного покрову залізничних колій встановлено, що результати вимірювання ширини колії, отримані за допомогою безконтактної підсистеми, відповідають результатам вимірювання БАС (рис. 3). У середньому відхилення між результатами вимірювання не перевищують ± 1 мм, що корелюється з характеристиками точності БАС. Відмов в роботі підсистеми та систематичних похибок вимірювання не виявлено. Всі зареєстровані випадкові похибки вимірювання автоматично ідентифіковано як відхилення типу «Збій», тобто різкі зміни амплітуди сигналу.

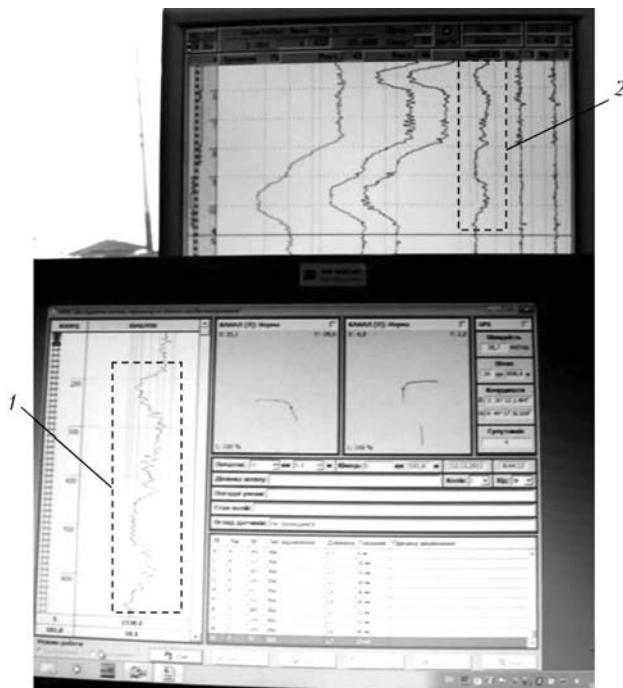


Рис. 3. Порівняння результатів вимірювання ширини колії, отриманих за допомогою експериментальної безконтактної підсистеми (1) та БАС (2) колієвимірювального вагона

Більшість відхилень типу «Збій» зареєстрована в області стрілочних переводів. Однією з основних причин різких змін вимірюваної ширини колії в області стрілочних переводів є особливості їх конструкції. Разом з тим виявлені «Збої» носять однічний характер порівняно з суміжними результатами вимірювання. Тобто такі відхилення можуть бути легко виявлені та відфільтровані статистичними методами. Більшість некритичних відхилень у роботі системи, пов’язаних зі зменшенням рівня корисного сигналу, теж зафіксовано в області стрілочних переводів. Це пояснюється тим, що окремі елементи стрілочних переводів мають менші геометричні розміри ніж головки рейок.

Встановлено, що інші штучні споруди (мости, залізничні переїзди та пішохідні переходи) не впливають на роботу підсистеми. Зафіксовано ряд випадків, віднесені до відхилень типу «Збій», коли вимірювана ширина колії різко змінюється при переході через стик між рейками. Причина виникнення таких відхилень не залежить від якості функціонування підсистеми і пов’язана з дефектами рейкових стиків. Встановлено лише одне відхилення типу «Збій», коли на поверхні кочення рейки виявлено сторонній предмет.

Під час дощу не виявлено осібливих відхилень у роботі підсистеми, пов’язаних з цим видом атмосферних опадів. Встановлено, що сніг на коліях, висота покрову якого нижча за рівень нижньої грані головок рейок, волога на рейках та низька температура навколошнього середовища (до -20°C) також практично не впливають на роботу підсистеми.

При проведенні експериментів під час снігопаду встановлено, що підсистема здатна функціону-

вати в даних умовах, але при цьому висота сніжного покрову не повинна перевищувати рівень, відносно якого необхідно визначати ширину колії (13 мм до верху головки рейки). Якщо висота сніжного покрову перевищує даний рівень, то між спостерігачем (відеокамерою) та об’єктом (рейкою) з’являється непрозора перешкода, яка не дозволяє отримувати достовірні дані про ширину рейкової колії.

Таким чином, експериментально встановлено, що безконтактні оптичні засоби вимірювання геометричних параметрів залізничних колій можуть застосовуватися як вимірювальне обладнання колієвимірювальних вагонів з обмеженням умов експлуатації, що стосується значного сніжного покрову залізничних колій. Отримано суттєвий практичний досвід, що може бути реалізований у вигляді низки технічних рішень для безконтактного вимірювання основних та додаткових параметрів залізничних колій у складі мобільних колієвимірювальних засобів.

Розробка знімних засобів автоматизованого контролю геометричних параметрів залізничних колій. Поряд з розробкою сучасної вимірювальної апаратури для колієвимірювальних вагонів не втрачає актуальності і оновлення парку знімних засобів контролю геометрії залізничних колій, таких як колієвимірювальні візки. Це пов’язано з тим, що зазвичай вагонами контролюються лише головні залізничні колії, тоді як для контролю геометричних параметрів приймально-відправних і сортувальних колій продовжують застосовуватися знімні засоби. Крім того, якщо за звітний період через будь-які причини відсутня оцінка стану ділянки колії, отримана за допомогою мобільних засобів автоматизованого контролю, то застосовується оцінка за даними від колієвимірювального візка.

В ІЕЗ ім. Є.О. Патона розроблено дослідно-промисловий зразок колієвимірювального візка КВ-1П, призначеного для безперервного автоматизованого контролю ширини колії та взаємного перевищення однієї рейкової нитки над іншою (рівня колії) з прив’язкою до колійної координати на залізницях загального призначення, що мають нормальну ширину колії 1520 мм (рис. 4).

Ходова частина візка являє собою суцільно-зварну раму, що опирається на чотири колеса, два з яких закріплено на підпружиненій телескопічній вилці для забезпечення постійного бічного контакту коліс з рейками. Шток телескопічного механізму може переміщуватися по направляючим в залежності від ширини колії. Для вимірювання ширини колії застосовують аналоговий датчик лінійних переміщень, вихідний сигнал якого прямо пропорційний переміщенню штока. Вимірювання рівня колії здійснюється за допомогою датчика кута нахилу, що працює за принципом маятника, з відслідковуванням напрямку гравітаційної вертикалі в поперечному перетині колії.

Аналоговий вихідний сигнал датчика прямо пропорційний поперечному куту нахилу рами візка відносно лінії горизонту. На основі вимірюваного кута нахилу обчислюється значення рівня колії. Датчик колійної координати (пройденого шляху) працює за принципом змінного світлового бар'єра і складається з трьох основних елементів — пристрою оптичного випромінювання та двох фотоприймачів. Змінний світловий бар'єр реалізований за допомогою отворів в дисках ходового колеса. Датчик пройденого шляху працює в інфрачервоному спектрі з використанням модуляції оптичного випромінювання, що дозволяє захищати його оптичний тракт від зовнішніх оптичних перешкод.

Для індикації та збереження показів датчиків застосовується електронний блок, оснащений рідкокристалічним дисплеєм та мембральною клавіатурою. Автономне живлення електронної апаратури візка здійснюється від акумуляторної батареї, розміщеної всередині електронного блока. Для переміщення візка вздовж колії і його перенесення до місця роботи служить спеціальна ручка, шарнірно закріплена на рамі. У робочому положенні ручка встановлюється вздовж рейок, а при перенесенні візка чи знятті його з колії розвертається вздовж рами і замикається у цьому положенні. Раму візка оснащено кронштейном для встановлення щогли з сигналом (прапорцем) безпеки.

Електронний блок візка представляє собою мікропроцесорний обчислювальний пристрій, оснащений необхідними засобами вводу—виводу. Дисплей та клавіатуру електронного блока застосують як засоби інтерактивної взаємодії з оператором колієвимірювального візка. Для збереження результатів вимірювання передбачено енергонезалежний запам'ятовуючий пристрій. Передача результатів вимірювання на зовнішній комп'ютер, призначений для вторинної обробки вимірювальної інформації та формування звітів, здійснюється через інтерфейс Ethernet.

Основні технічні характеристики колієвимірювального візка КВ-1П

Ширина колії, мм	1500–1560
Рівень колії, мм	±160
Довжина пройденого шляху, км	0,01–100
Абсолютна похибка вимірювань ширини колії, мм	±1,0
Абсолютна похибка вимірювань рівня колії, мм	±1,5
Відносна похибка вимірювань довжини пройденого шляху, %, не більше	2,5
Крок реєстрації даних по колії, м	0,25
Ємність пам'яті електронного блока для зберігання результатів вимірювання пройденого шляху, км	до 1000
Час автономної роботи в розрахунку на 1 км пройденого шляху, не менше, хв	20
Робочий діапазон температур, °C	від -25 до +40
Ступінь захисту від проникнення пилу і вологи по IP	IP64
Маса в спорядженому стані, кг, не більше	20

За рівнем автоматизації характеристики візка максимально наблизено до таких колієвимірюю-



Рис. 4. Дослідно-промисловий зразок колієвимірювального візка КВ-1П

вального вагона. Основні функціональні особливості колієвимірювального візка КВ-1П:

- виведення результатів вимірювання на дисплей електронного блока у вигляді цифрових значень та графічних діаграм;
- автоматичне визначення та індикація значних відхилень від норм утримання колії, що потребують негайного усунення, та відповідних обмежень швидкості руху безпосередньо в процесі роботи з урахуванням паспортних даних ділянок колії;
- звуковий сигнал при виявленні значних несправностей колії;
- можливість введення та редагування паспортних даних ділянки колії;
- можливість введення повідомень натурного огляду колій та особистих відміток оператора («електронні нотатки»);
- наявність засобів перегляду збережених результатів контролю безпосередньо на дисплеї електронного блока.

Для вторинної (більш детальної) автоматизованої обробки результатів вимірювання, що виконується на зовнішньому комп'ютері, розроблено спеціалізоване програмне забезпечення KvDecoder (рис. 5).

Програма дозволяє визначати такі відхилення від норм утримання колії: перекоси і плавні відхилення рівня колії; розширення і звуження колії; ненормативні ухили відводу підвищення зовнішньої рейкової нитки на криволінійних сегментах колії. При виявленні відхилень автоматично визначається їх ступінь та штрафні бали, за якими встановлюється якісна оцінка кожного кілометра та ділянки колії в цілому. Передбачено автоматичне формування звітних документів (графічні діаграми з позначенням виявлених відхилень; таблиці відхилень; відомості оцінки стану та натурного огляду колії). Передбачено попередній перегляд звітних документів, їх збереження в електронному вигляді та виведення на друк. Також комп'ютерна програма має діалогові засоби для редагування властивостей ділянки колії, формування паспортів колії, автоматизованого аналізу зміни стану колії з часом та взаємодії з електронним блоком візка.

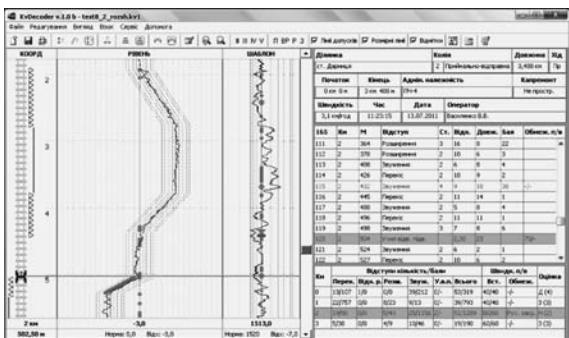


Рис. 5. Головне діалогове вікно програмного забезпечення KvDe-Decoder

Проведено перевірку характеристик точності вимірювання пройденого шляху, ширини та рівня залізничної колії на відповідність вимогам технічного завдання, затвердженого Головним управлінням колійного господарства Укрзалізниці та приєднаними організаціями. Перевірку виконували спільно з представниками державної метрологічної служби в два етапи: стендові випробування на спеціалізованому калібрувальному стенду та випробування в реальних умовах експлуатації на залізничних коліях. Зафіксовано, що характеристики точності візка повністю відповідають встановленим технічним вимогам. Також проведено перевірку повторюваності результатів вимірювання, для чого

виконано декілька експериментів по вимірюванню параметрів колії при русі в прямому та зворотному напрямку від фіксованих точок. Після вторинної обробки результатів вимірювань визначено, що відхилення кількох оцінок ділянки колії в штрафних балах не перевищують 5 % середнього значення, тобто повторюваність результатів вимірювання є досить високою. Підготовлено пакет експлуатаційних та нормативних документів, необхідних для серійного виробництва візка.

По своїм функціональним можливостям та технічним характеристикам колієвимірювальний візок КВ-1П відповідає найкращим зарубіжним аналогам. Впровадження візка у вітчизняному колійному господарстві дозволить суттєво підвищити рівень автоматизації процесу контролю геометрії залишничих колій за допомогою знімних колієвимірювальних засобів.

1. Matoba K. Quality is the key word in rail-flaw detection // Railway Track and Structures. — 2000. — № 2. — Р. 23–24, 26–28.
2. Hanreich W. The austrian track testing and recording car EM250: a source for wheel/rail interaction analysis // Glasers Annalen. — 2005. — Special edition. — Р. 17–26.
3. Пат. 4979815 США, МКІ⁵ G01C 3/00. Laser range imaging system based on projective geometry / C.J. Tsikos. — Опубл. 25.12.90.
4. Пат. 5193120 США, МКІ⁵ G06K 9/00. Machine vision three dimensional profiling system / R.W. Gamache, J.A. Tourtellott. — Опубл. 9.03.93.

ПРОЕКТ 7.6

Модернізація вантажних вагонів для підвищення безпеки їх руху, експлуатаційних якостей та ресурсу

УДК 621.791:625.7/.8

МОДЕРНИЗАЦИЯ ТЕЛЕЖЕК ОСНОВНЫХ ТИПОВ ГРУЗОВЫХ ВАГОНОВ ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ ИХ БЕЗОПАСНОСТИ ДВИЖЕНИЯ, ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ КАЧЕСТВ И РЕСУРСА

Чл.-кор. НАН Украины **В.Ф. УШКАЛОВ**
(Ин-т технической механики НАН Украины и НКА Украины)

На основании результатов теоретических исследований разработаны рекомендации по выбору элементов комплексной модернизации тележек модели 18-100 для использования в цистернах, хопперах и платформах с целью повышения их динамических качеств и ресурса.

Ключевые слова: обновление грузовых вагонов, вагоны-цистерны, вагоны-хопперы, контейнерные платформы, модернизированные тележки, динамические качества, износ колес

В настоящее время в подавляющем большинстве грузовых вагонов Украины, стран СНГ и Балтии

эксплуатируются трехэлементные тележки модели 18-100, конструкция которых была разработана в 1950-е годы. Опыт показывает, что эти тележки не обеспечивают достаточную надежность в эксплуатации, а расходы на их ремонт и содержание значительно превышают расходы на аналогичные работы для всех других узлов вагона вместе взятых. Вместе с положительными характеристиками

(простота конструкции, невысокая стоимость изготовления, технологичность в ремонте и др.) эти тележки имеют существенные недостатки. Главные из них — склонность к самовозбуждению колебаний виляния во время движения на прямых участках пути, неудовлетворительные характеристики при вписывании в кривые, значительный износ элементов конструкции, а также колес и рельсов.

На основании результатов теоретических и экспериментальных исследований ИТМ НАНУ и НКАУ была предложена комплексная модернизация тележек (КМТ) модели 18-100. Путем компьютерного моделирования и теоретических исследований были определены такие изменения в наиболее проблемных местах конструкции ходовых частей грузовых вагонов, при внесении которых безопасные скорости движения, динамические качества вагонов, ресурс наиболее изнашиваемых элементов стали значительно выше, чем у вагонов существующей конструкции. Указанная модернизация заключалась в использовании двух адаптированных для стран СНГ устройств компании «А. Стаки»: упругодиссипативного бокового скользуна ISB-12С постоянного контакта в узлах опирания кузова на ходовые части и износостойкого блока фрикционного гасителя колебаний с клиньями RFE-43. При этом проводится обязательная замена стандартного профиля колес износостойким профилем ИТМ-73 (разработка ИТМ НАНУ и НКАУ). Как показали результаты экспериментальных исследований, применение данной модернизации тележек в полуваагонах позволяет на 20–40 км/ч увеличить диапазон эксплуатационных скоростей движения порожних вагонов; в 10–12 раз увеличить ресурс элементов системы демпфирования колебаний в рессорном подвешивании, увеличить ресурс колесных пар по износу гребней колес более чем в 2 раза и др. При этом стоимость вагона увеличивается всего на 2–3 %.

С 2004 г. на железных дорогах Украины проводится широкомасштабное внедрение комплексной модернизации тележек полуваагонов, доля которых в парке грузовых вагонов Украины составляет около 48 %. В настоящее время с модернизированными тележками эксплуатируется более 17000 полуваагонов (около 12 % парка грузовых вагонов).

Данная работа посвящена расширению применения КМТ модели 18-100 на другие типы вагонов, которые также составляют весомую долю в вагонном парке Украины, в частности, цистерн (18,2 %), хопперов (17,1 %), платформ (5,3 %). Для этого разработаны расчетные схемы и математические модели рассматриваемых типов вагонов, которые учитывают конструктивные особенности их кузовов и модернируемых узлов тележки и позволяют исследовать пространственные колебания экипажей при движении по пути произвольного очертания в плане. При составлении расчетных схем и математических моделей исследуемых

вагонов каждая тележка представлена системой пяти твердых тел: надпрессорная балка, две боковые рамы и две колесные пары. Приняты во внимание следующие конструктивные особенности тележек: плоское опирание пятых на под пятник, действие момента сил сухого трения в опорной поверхности; упругодиссипативные скользуны постоянного контакта с нелинейной характеристикой вертикальных усилий и продольными силами трения с петлеобразной зависимостью от перемещения; действие сил сухого трения в клиновых гасителях колебаний при взаимных вертикальных и поперечных горизонтальных перемещениях боковой рамы и надпрессорной балки и действие моментов сил с петлеобразной характеристикой при угловых перемещениях в плане; жесткая связь боковой рамы с колесной парой в вертикальном направлении; действие сил трения с петлеобразной характеристикой при горизонтальных поперечных и продольных, а также угловых в плане взаимных перемещений боковых рам и колесных пар в пределах зазоров в челюстных проемах буксовых узлов.

Путь принят инерционным упругодиссипативным в вертикальном и горизонтальном поперечном направлениях. Используемая в настоящем исследовании модель процесса взаимодействия экипажа и пути учитывает возможность возникновения фаз одно- и двухточечного контакта на поверхностях обода колеса и головки рельса. Считается, что касательные силы взаимодействия являются силами крипа. Используется модель сил крипа [1], которая учитывает их нелинейную зависимость от геометрических параметров контактирующих поверхностей, положение контактного пятна, переменную нагрузку от колеса на рельс, различные углы наклона плоскости контакта к горизонту. Движение вагонов моделируется с учетом действия внешних возмущений, связанных с геометрическим несовершенством рельсовой колеи. Расчетные входные возмущения (горизонтальное и вертикальное по каждому рельсу) построены с учетом записей вагона-путеизмерителя на участках железнодорожных путей Украины [2]. Дифференциальные уравнения пространственных колебаний рассматриваемых экипажей при движении по пути произвольного очертания в плане получены в форме уравнений Лагранжа второго рода.

Ниже для каждого из указанных типов грузовых вагонов описаны особенности расчетных схем кузовов и приведены результаты теоретических исследований по выбору элементов модернизации их тележек.

Вагоны-цистерны. В расчетной схеме и математической модели движения вагона-цистерны в качестве механического аналога колебаний котла цистерны с жидким грузом рассматривается динамически эквивалентное твердое тело с математическими маятниками, которые колеблются в продольно-вертикальной и поперечно-вертикальной плоскостях, а также маятником на бифилярном

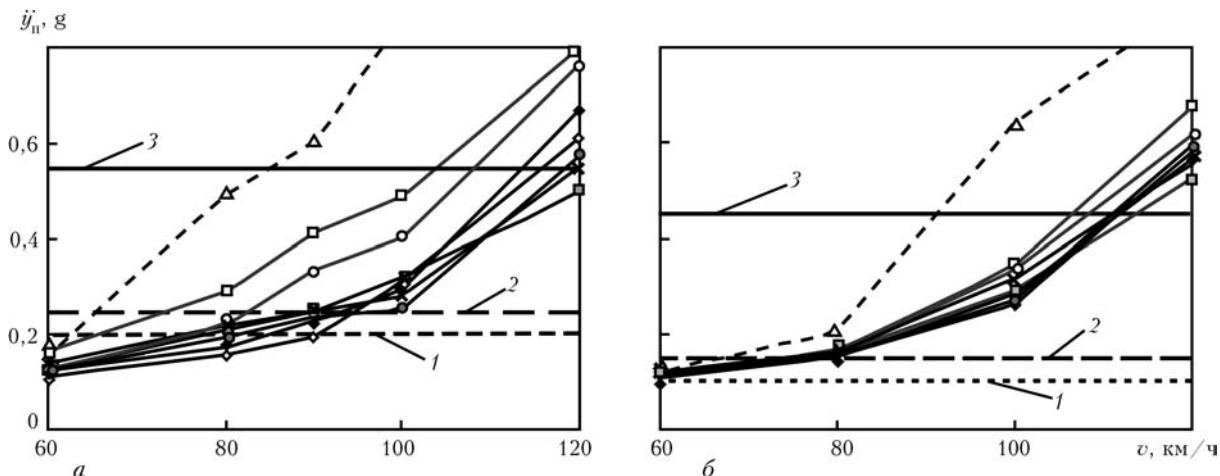


Рис. 1. Зависимости максимальных значений горизонтальных поперечных ускорений пятников котла от скорости движения цистерны модели 15-1547 с изношенными колесами по прямым участкам пути: *a* — порожняя цистерна; *b* — груженая; Δ — типовые тележки; \diamond — КМТ, скользуны ISB-12C (RB-27); \blacklozenge — КМТ, ISB-12C (RB-56); \square — КМТ, CCB-4500; \blacksquare — КМТ, CCB-6000; \times — КМТ, скользуны RetroXTLP Bolt On; \circ — КМТ, PP-4500; \bullet — КМТ, PP-5600 (1 — «отличный» ход; 2 — «хороший»; 3 — «допустимый»)

подвесе, который свободно вращается вокруг вертикальной оси [3].

Из имеющихся в инвентарном парке вагонов-цистерн, тележки которых могут быть модернизированы, для исследований отобраны две модели цистерн для транспортировки светлых нефтепродуктов с одинаковой базой 7,8 м и наиболее отличающиеся массой тары и грузоподъемностью: модель 15-1547 (масса тары 23,2 т, грузоподъемность 60 т) и модель 15-1443 (масса тары 27,3 т, грузоподъемность 68 т).

Известно, что вагоны-цистерны относятся к наиболее неустойчивым грузовым вагонам с точки зрения схода с рельсов. Для обеспечения устойчивости и безопасности движения, получения приемлемых показателей динамических качеств и воздействия на путь цистерн различных моделей, отличающихся инерционными и геометрическими параметрами, весьма важным является правильный выбор модели упругодиссипативных скользунов постоянного контакта. С этой целью выполнены исследования по оценке эффективности применения в указанных цистернах разных типов скользунов вместо стандартных жестких скользунов с зазором.

Рассматривали боковые скользуны постоянного контакта разработки двух американских компаний «А. Стаки» и «Амстед Рейл». Из скользунов компании «А. Стаки» в расчетах задавались модели ISB-12C, CCB и RetroXT Low Profile Bolt On, компании «Амстед Рейл» — Preload Plus.

Во всех перечисленных скользунах компании «А. Стаки» в качестве упругих элементов используют полиуретановые блоки. Скользуны модели ISB-12C являются упруго-катковыми. В расчетах задавались два варианта их упругих блоков — RB-27 и RB-56. Первый из них обеспечивает предварительное нагружение скользуна 23,5 кН и рабочий ход 6 мм, второй — предварительное нагружение 24 кН и увеличенный до 16 мм рабочий ход.

Бескатковые скользуны CCB рассматривали двух моделей с одинаковым рабочим ходом 16 мм, отличающихся величиной предварительного нагружения: CCB-4500 (предварительное нагружение 20 кН) и CCB-6000 (предварительное нагружение 26,7 кН).

Скользуны модели RetroXT Low Profile Bolt On (далее RetroXT LP) имеют пониженную установочную высоту и предназначены для использования в вагонах-цистернах с малым расстоянием между шкворневой и надрессорной балками. Они также являются бескатковыми, их предварительное нагружение равно 25,45 кН, а рабочий ход 15,9 мм.

В настоящее время в качестве альтернативы полиуретановым упругим блокам в некоторых скользунах используют наборы металлических пружин. Скользуны с такими упругими элементами производятся, в частности, компанией «Амстед Рейл». В данной работе рассмотрено два варианта модели скользунов этой компании: Preload Plus 4500 LT и Preload Plus 5600 LT (далее обозначены как PP-4500 и PP-5600). Металлические пружины обеспечивают увеличенный рабочий ход скользунов 15,9 мм, а предварительное нагружение соответственно 20 и 25 кН.

Анализировали результаты расчетов колебаний порожних и загруженных цистерн с КМТ при их движении с постоянной скоростью от 60 до 120 км/ч по прямым участкам пути «хорошего» состояния с неизношенными рельсами Р65. Задавались два варианта профилей колес ИТМ-73: неизношенных с толщиной гребня 32 мм и изношенных в результате эксплуатации до толщины гребня 27 мм. Для сравнения выполняли расчеты колебаний вагонов-цистерн рассматриваемых моделей с серийными тележками 18-100 и стандартными колесами (далее цистерна-эталон).

Анализировали нормируемые показатели динамических качеств вагонов: вертикальные и горизонтальные ускорения пятников котла цистерны

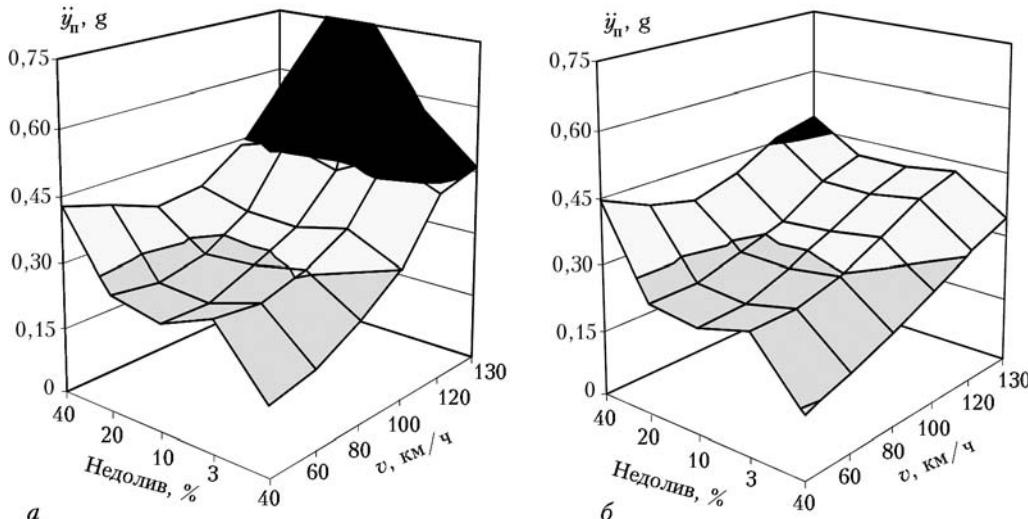


Рис. 2. Зависимости максимальных значений горизонтальных поперечных ускорений пятников котла цистерны модели 15-1547 от скорости движения по прямым участкам пути при разных уровнях недолива: *а* — типовые тележки; *б* — модернизированные

(в долях ускорения свободного падения g), коэффициенты вертикальной динамики кузова, рамные силы, коэффициент устойчивости от схода колесной пары с рельсов по условию вкатывания [4].

В качестве примера на рис. 1 показаны зависимости от скорости движения максимальных значений горизонтальных поперечных ускорений пятников котла \ddot{y}_p (в долях g) порожней (рис. 1, *а*) и груженой до полной грузоподъемности (рис. 1, *б*) цистерны модели 15-1547 с изношенными ободьями колес. Как видим, замена жестких скользунов упругодиссипативными скользунами и выбор их модели может оказывать существенное влияние на динамические показатели колебаний цистерн и в большей степени при их движении с повышенными скоростями в порожнем состоянии.

Выполнены также исследования по оценке влияния уровня недолива жидкости в кotle на динамические качества цистерны с модернизированными и типовыми тележками. Оценивали динамические показатели вагона при следующих уровнях недолива: 3 % (стандартный недолив 0,22 м), 10 % (0,5 м), 20 % (0,812 м) и 40 % (1,347 м). Зависимости от уровня недолива и скорости движения вагона горизонтальных поперечных ускорений \ddot{y}_p пятников котла вагона-цистерны модели 15-1547 с типовыми тележками приведены соответственно на рис. 2, *а*, вагона с модернизированными тележками — на рис. 2, *б*. Как видим, и в случаях различных уровней недолива установка в цистернах упругодиссипативных скользунов постоянного контакта улучшает по сравнению с использованием типовых жестких скользунов динамические показатели вагона. Так, область недопустимых значений (отмечена черным цветом) горизонтальных ускорений пятников котла цистерны с усовершенствованными тележками существенно меньше, чем цистерны с типовыми тележками.

По результатам расчетов для применения в КМТ цистерн с базой 7,8 м из рассмотренных моделей упруго-диссипативных скользунов постоян-

ного контакта с точки зрения динамических качеств экипажей рекомендованы скользуны с повышенным начальным нагружением (в приоритетном порядке): ССВ-6000 (компании «А. Стаки»), Pre-load Plus 5600 LT (компании «Амстед Рейл»), ISB-12C с упругими блоками RB-27 и RB-56 (компании «А. Стаки»), RetroXT Low Profile Bolt On (компании «А. Стаки»). При этом движение цистерн как с неизношенными, так и изношенными колесами со скоростями до 100 км/ч будет устойчивым и значения их динамических показателей будут ниже допустимых уровней.

Вагоны-хопперы. Рассмотрено две модели хопперов, предназначенных для перевозки сыпучих грузов: модель 19-7016 (база 10,5 м, масса тары 23,5 т), модель 19-758 (база 7,7 м, масса тары 19,5 т). В обоих случаях кузова хопперов в расчетных схемах представлены твердыми телами.

Исследования проводили в два этапа: сначала оценивали эффективность использования в тележках модели 18-100 лишь одного элемента комплексной модернизации, а именно боковых упругодиссипативных скользунов постоянного контакта, которые предназначены для повышения критической скорости и динамических качеств вагона, а затем анализировали целесообразность комплексной модернизации тележек в полном объеме.

Для хоппера 19-7016 исследовали упруго-кательные скользуны моделей ISB-12C (с двумя типами упругих блоков RB-27 и RB-56), ССВ-4500 и ССВ-6000, а также скользуны моделей РР-4500 и РР-5600. Для модернизации тележек хоппера модели 19-758 ввиду малой величины его массы тары рассматривали только скользуны с предварительным нагружением 20 кН: ССВ-4500 и РР-4500.

В результате выполненных исследований установлено, что динамические качества вагонов-хопперов моделей 19-7016 и 19-758 существенно улучшаются при использовании в тележках 18-100 боковых упругодиссипативных скользунов постоянного контакта вместо жестких скользунов с зазора-

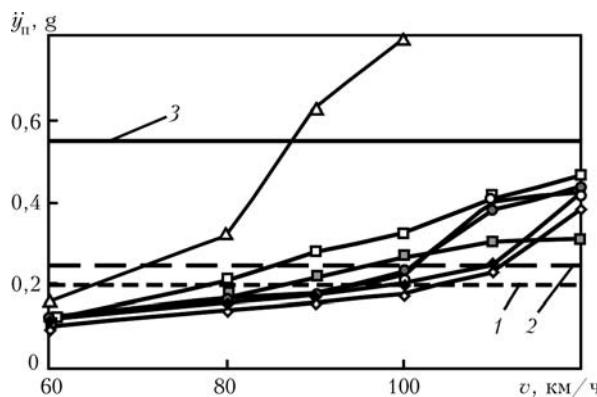


Рис. 3. Зависимости максимальных значений горизонтальных поперечных ускорений пятников кузова от скорости движения порожнего хоппера модели 19-7016 с изношенными колесами по прямым участкам пути: Δ — хоппер-эталон (тележки 18-100); \diamond — тележки 18-100, скользуны ISB-12C (RB-27); \blacklozenge — 18-100, скользуны ISB-12C (RB-56); \square — тележки 18-100, скользуны CCB-4500; \blacksquare — тележки 18-100, скользуны CCB-6000; \circ — тележки 18-100, скользуны PP-4500; \bullet — тележки 18-100, скользуны PP-5600 (1 — «отличный» ход; 2 — «хороший»; 3 — «допустимый»)

ми. В качестве примера на рис. 3 показаны зависимости от скорости движения максимальных значений ускорений пятников порожнего хоппера модели 19-7016. Хоппер имеет стандартные колеса с изношенными профилями ободьев и находится в порожнем состоянии. Как видим, установка в типовых тележках модели 18-100 боковых скользунов постоянного контакта существенно снижает динамические показатели рассматриваемого хоппера во всем диапазоне скоростей движения. С точки зрения улучшения динамических качеств для тележек хоппера 19-7016 выбраны скользуны моделей ISB-12C с упругими блоками RB-56 либо скользуны CCB-6000, для тележек короткобазного хоппера 19-758 — скользуны модели Preload Plus 4500 LT.

Однако установка в вагонах только скользунов постоянного контакта приводит к возрастанию сопротивления повороту тележки при вписывании экипажа в криволинейные участки пути и увеличению износа пары «колесо-рельс». Оценено

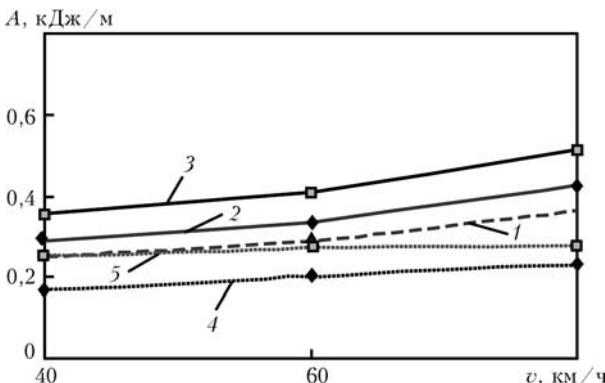


Рис. 4. Зависимости показателей износа рабочей поверхности выкружки и гребня колес груженого хоппера модели 19-7016 с неизношенными колесами в круговой кривой радиуса 300 м: 1 — хоппер-эталон (тележки 18-100); 2 — тележки 18-100, скользуны ISB-12C (RB-56); 3 — тележки 18-100, скользуны CCB-6000; 4 — КМТ, скользуны ISB-12C (RB-56); 5 — КМТ, скользуны CCB-6000

влияние на износ колес хопперов отобранных для них моделей скользунов в случаях использования в тележках стандартных колес.

На рис. 4 приведены полученные зависимости показателя износа A рабочей поверхности выкружки и гребня набегающих колес хоппера модели 19-7016 от скорости движения в круговой кривой радиуса 300 м. Видно, что использование в хоппере боковых скользунов постоянного контакта и колес со стандартным профилем ободьев приводит к существенному увеличению гребневого износа колес по сравнению с хоппером-эталоном. Так, при использовании скользунов модели ISB-12C с блоками RB-56 износ стандартных колес увеличивается в 1,15–1,2 раза, модели PP-5600 — в 1,4–1,5 раза. У скользунов PP-5600 по сравнению со скользунами ISB-12C с блоками RB-56 большая жесткость на сдвиг, поэтому показатели износа стандартных колес хоппера со скользунами PP-5600 больше в 1,2–1,3 раза.

Износ колес может быть значительно уменьшен путем их обточки по специально разработанным профилям. Одним из элементов КМТ является специально разработанный износостойкий профиль колес ИТМ-73. Как видно из сравнения кривых на рис. 4 при использовании в рассматриваемом хоппере КМТ (с профилем колес ИТМ-73) гребневой износ может быть существенно уменьшен даже по сравнению с хоппером-эталоном, если удачно подобрать модель боковых скользунов постоянного контакта. Так, при установке скользунов ISB-12C с блоками RB-56 показатель износа A хоппера с КМТ ниже данной характеристики хоппера-эталона в 1,4–1,6 раза.

В результате проведенных исследований установлено, что для одновременного повышения динамических качеств и ресурса ходовых частей хопперов моделей 19-7016 и 19-758 (в том числе и колес) целесообразно выполнять КМТ 18-100 в полном объеме. При этом для хоппера 19-7016 рекомендуется использование упруго-катковых скользунов модели ISB-12C с упругими блоками RB-56, для хоппера 19-758 — пружинных скользунов модели Preload Plus 4500 LT.

Платформы. Выполнены исследования по модернизации тележек для контейнерных платформ. В отличие от предыдущих вагонов, в расчетной схеме платформы ее кузов представлен упругоподатливой (при изгибе в вертикальной и горизонтальной плоскостях) балкой с одиннадцатью дискретно расположенными массами, а при колебаниях подергивания и боковой качки — твердым телом. Исследовали длиннобазную платформу модели 13-7071 (база 14,72 м, масса тары 22,5 т) и короткобазную платформу модели 13-7073 (база 9,72 м, масса тары 21 т).

С учетом массовых и геометрических параметров указанных вагонов для платформы модели 13-7071 рассматривали упруго-катковые скользуны ISB-12C с блоками RB-27 и RB-56, а также скользу-

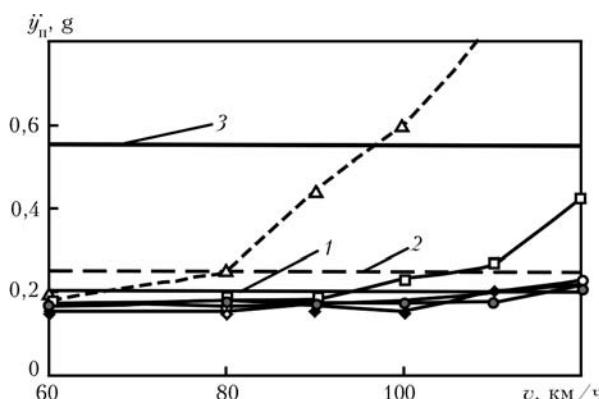


Рис. 5. Зависимости максимальных значений горизонтальных поперечных ускорений пятников кузова от скорости движения порожнего хоппера модели 13-7071 с изношенными колесами по прямым участкам пути: 1 — хоппер-эталон (тележки 18-100); Δ — тележки 18-100, скользуны ISB-12C (RB-27); \blacklozenge — 18-100, скользуны ISB-12C (RB-56); \square — тележки 18-100, скользуны CCB-4500; \circ — тележки 18-100, скользуны PP-4500; \bullet — тележки 18-100, скользуны PP-5600 (1 — «отличный» ход; 2 — «хороший»; 3 — «допустимый»)

зуны CCB-4500, PP-4500 и PP-5600, для платформы модели 13-7073 — скользуны ISB-12C с двумя типами упругих блоков (RB-27 и RB-56), а также скользуны CCB-4500 и PP-4500.

На рис. 5 показаны зависимости от скорости движения максимальных значений ускорений пятников порожней платформы модели 13-7071, оборудованной изношенными стандартными колесами. Как видим, установка в платформе боковых скользунов постоянного контакта, также как и в цистернах и хопперах, существенно повышает ее динамические качества. При этом, как показывают результаты расчетов, с точки зрения улучшения динамических качеств для платформы модели 13-7071 с типовыми тележками 18-100 предпочтительнее использование боковых скользунов моделей ISB-12C с блоками RB-56 или пружинных скользунов Preload Plus 5600 LT, а для платформы 13-7073 — моделей ISB-12C с упругими блоками RB-56 или модели Preload Plus 4500 LT.

Для одновременного повышения динамических качеств и ресурса ходовых частей платформ, в том числе по износу гребней колес, целесообразно проводить комплексную модернизацию тележек модели 18-100, включающую замену стандартного профиля колес износостойким профилем ИТМ-73. На рис. 6 для примера показан износ A гребней колес

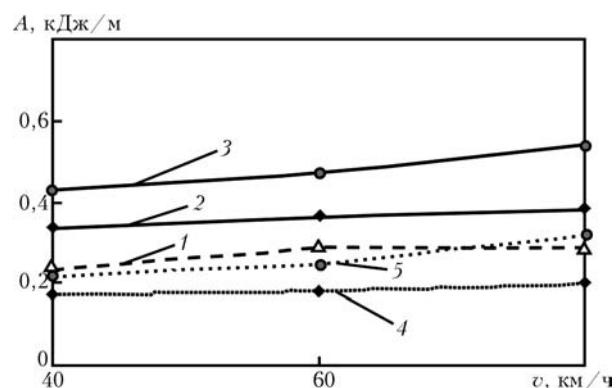


Рис. 6. Зависимости показателей износа рабочей поверхности выкружки и гребня колес груженой платформы модели 13-7071 с неизношенными колесами в круговой кривой радиуса 300 м: 1 — хоппер-эталон (тележки 18-100); 2 — тележки 18-100, скользуны ISB-12C (RB-56); 3 — тележки 18-100, скользуны PP-5600; 4 — КМТ, скользуны ISB-12C (RB-56); 5 — КМТ, скользуны PP-5600

платформы модели 13-7071 при разных скоростях движения в круговой кривой. Как видим, при КМТ исследуемой платформы износ гребней ее колес существенно ниже, чем в случае установки только скользунов постоянного контакта.

С учетом снижения интенсивности износа гребней колес для КМТ платформ 13-7071 и 13-7073 рекомендуется использование боковых упруго-катковых скользунов моделей ISB-12C с упругими блоками RB-56.

Таким образом, на основании выполненных исследований разработаны рекомендации по выбору элементов комплексной модернизации тележек модели 18-100 для применения в цистернах, вагонах-хопперах и контейнерных платформах, внедрение которых позволит улучшить динамические качества указанных вагонов, существенно повысить ресурсные показатели наиболее изнашиваемых узлов тележек и значительно уменьшить воздействие на путь.

1. Ushkalov V.F. Wheelset and rail wear on Ukrainian railways // Proc. of the 2nd Mini Conf. on Contact Mechanics and Wear of Rail/Wheel Systems. — Budapest, Hungary, 1996. — P. 250–258.
2. Комплексная модернизация ходовых частей грузовых вагонов / В.Ф. Ушкалов, Т.Ф. Мокрий, И.Ю. Малышева и др. // Вагонный парк. — 2007. — № 2. — С. 18–22.
3. Богомаз Г.И. Динамика железнодорожных вагонов-цистерн. — Киев: Наук. думка, 2004. — 223 с.
4. Нормы для расчета и проектирования вагонов железных дорог МПС колеи 1520 мм (несамоходных). — М.: ГосНИИВ-ВНИИЖТ, 1996. — 319 с.

ПРОЕКТ 7.7

Розробити технологію та обладнання для оперативного неруйнівного визначення та регулювання залишкових напружень в зварних конструкціях на основі застосування локального імпульсу струму і електронної спекл-інтерферометрії

УДК 621.791.629.79

РАЗРАБОТКА ТЕХНОЛОГИИ НЕРАЗРУШАЮЩЕГО ОПРЕДЕЛЕНИЯ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ В СВАРНЫХ КОНСТРУКЦИЯХ НА ОСНОВЕ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ЛОКАЛЬНОГО ИМПУЛЬСА ТОКА И ЭЛЕКТРОННОЙ СПЕКЛ-ИНТЕРФЕРОМЕТРИИ

Академик НАН Украины **Л.М. ЛОБАНОВ, В.А. ПИВТОРАК**, канд. фіз.-мат. наук,

В.В. САВИЦКИЙ, канд. техн. наук, **Г.И. ТКАЧУК**, інж.

(Ин-т электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины)

Предложена расчетная методика с целью определения параметров электродных систем, используемых для локальной релаксации напряжений. Исследовано влияние параметров C , U , L и s электродных систем ударно-импульсного и импульсного действия на локальную релаксацию напряжений. Определены оптимальные параметры электродной системы ударно-импульсного действия, а также электродной системы импульсного действия для неразрушающего метода определения напряжений.

Ключевые слова: электронная спекл-интерферометрия, импульс тока, локальная релаксация, остаточные напряжения, электродная система

Одной из важных задач при производстве, проектировании и эксплуатации сварных конструкций является контроль их напряженного состояния. Остаточные напряжения оказывают существенное влияние на прочность конструкций. Поэтому необходимы методы оперативного и достоверного определения остаточных напряжений (ОН) в объектах в промышленных условиях их эксплуатации.

Целью данного проекта является создание неразрушающего метода определения остаточных напряжений в сварных конструкциях на основе применения для их релаксации локального импульса тока. Предполагается, что при введении импульса тока в исследуемый элемент в окрестности точки введения тока происходит релаксация напряжений и возникают перемещения точек поверхности. При этом целостность контролируемого участка материала не нарушается. Поскольку размер участка, в котором происходит релаксация напряжений, заранее не известен и зависит от параметров электродной системы, то необходимо оценить эффективность релаксации ОН при введении импульса тока.

В Институте электродинамики НАН Украины создан источник импульсного тока (ИИТ), а в Институте электросварки им. Е.О. Патона — два

типа электродных систем ударно-импульсного и импульсного воздействия, которые используются для введения импульсов тока в исследуемый участок объекта. У источника питания имеются широкие возможности для регулирования основных электрических параметров системы, обеспечивающих необходимую форму импульса тока.

Электродная система ударно-импульсного действия состоит из вольфрамового электрода e , груза P , диска D , который жестко прикреплен к электроду e , катушки индуктивности L_2 , диэлектрической прокладки d толщиной s от 0,25 до 1,00 мм и ИИТ с катушкой индуктивности L в диапазоне от 0,57 до 6,25 мГн, конденсаторной батареей емкостью C , равной 3100 мкФ, с зарядным напряжением U в диапазоне от 50 до 200 В (рис. 1, a). Такая конструкция электродной системы обеспечивает регулируемое ударно-импульсное действие электрода на контролируемый участок объекта при прохождении импульса тока через катушку L_2 .

Электродная система импульсного действия включает электрод e , груз P , обеспечивающий необходимый контакт между электродом и точкой ввода тока, ИИТ (рис. 1, b). Для электродной системы импульсного типа индуктивность катушки изменяется в диапазоне от 470 до 1900 мГн, емкость конденсаторной батареи — от 3400 до 17000 мкФ, зарядное напряжение — от 50 до 186 В.

Созданные электродные системы позволяют вводить импульсный ток в исследуемый материал,

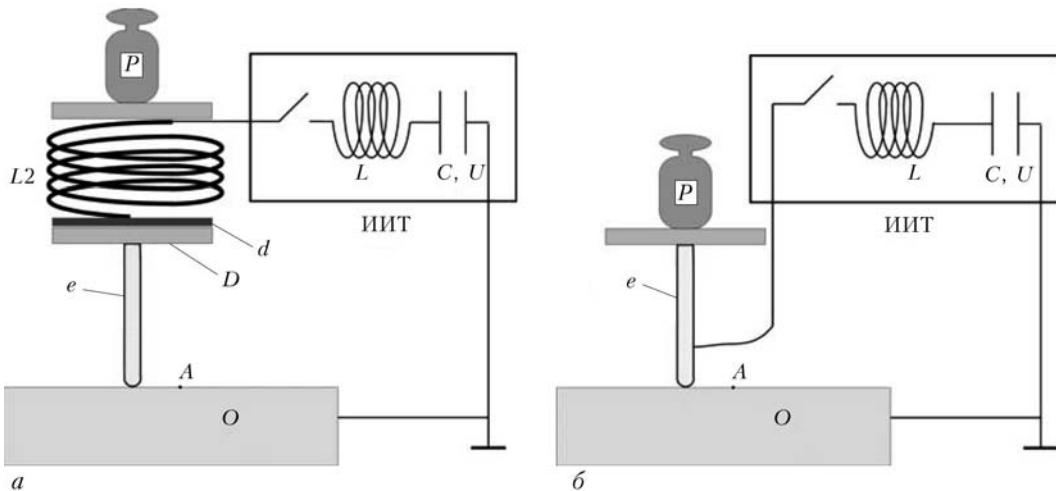


Рис. 1. Схемы электродных систем ударно-импульсного (а) и импульсного (б) типа действия; L и $L2$ — катушки индуктивности; C — конденсаторная батарея с зарядным напряжением U ; e — электрод; D — диск; O — объект, в который вводится импульс тока; d — диэлектрическая прокладка

воздействие которого приводит к возникновению перемещений в окрестности точки ввода. Значения перемещений зависят от напряженного состояния в точке введения импульса, а также от таких параметров электродной системы, как зарядное напряжение на конденсаторном накопителе U , индуктивность L , расстояние s между диском и катушкой индуктивности и др. Для того, чтобы определить оптимальные параметры электродной системы, необходимо оценить эффективность релаксации напряжений при введении импульса тока.

Для определения влияния параметров электродной системы на релаксацию напряжений проводили тестовые эксперименты на балке равного сопротивления изгибу (рис. 2). В результате перераспределения напряжений, обусловленного введением импульса тока, в окрестности точки введения импульса возникали перемещения, которые регистрировались бесконтактным методом электронной спекл-интерферометрии.

Разработанный в Институте электросварки им. Е.О. Патона спекл-интерферометрический прибор позволяет регистрировать перемещения точек поверхности в диапазоне от 0,03 до 3,00 мкм.

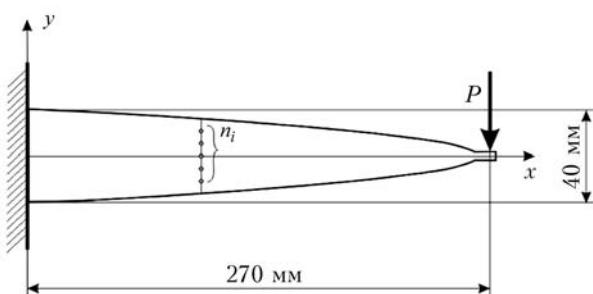


Рис. 2. Схема образца балки равного сопротивления изгибу; n_i — точки, в которых вводился импульс тока

*Методика определения остаточных напряжений в сварных соединениях и элементах конструкций с использованием электронной спекл-интерферометрии / Л.М. Лобанов, В.А. Пивторак, В.В. Савицкий, Г.И. Ткачук // Автомат. сварка. — 2006. — № 1. — С. 25–30.

На рис. 3 представлены картины интерференционных полос, содержащих информацию о перемещениях u_x , полученных после введения локального импульса тока в тестовый образец под нагрузкой. Интерферограммы показывают, что с повышением уровня напряжений σ_{xx} область возмущений в окрестности точки введения импульса увеличивается.

Полагая, что при введении импульса тока не происходит полной релаксации напряжений, а также присутствует начальный эффект воздействия импульса тока в образце без напряжений, введем функцию, имеющую размерность напряжений

$$p = b_{xx} + k_{xx}\sigma_{xx}, \quad (1)$$

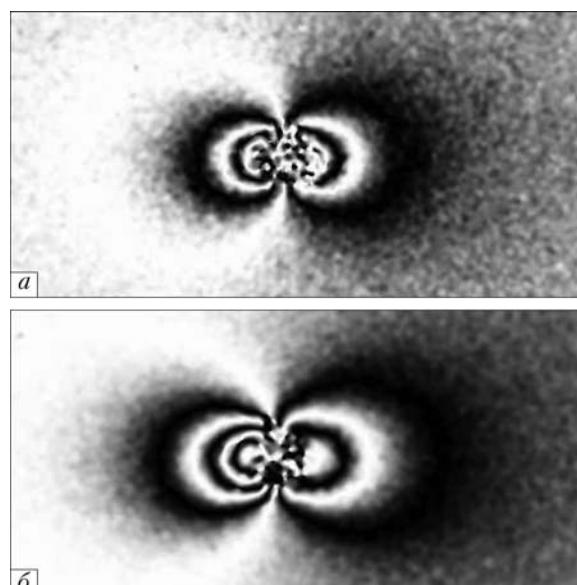


Рис. 3. Интерферограммы, полученные после введения импульса тока в участках тестового образца с уровнем напряжений $\sigma_{xx} = 40$ (а) и 80 (б) МПа при $L = 1,56$ мкГн, $U = 140$ В, $s = 0,25$ мм

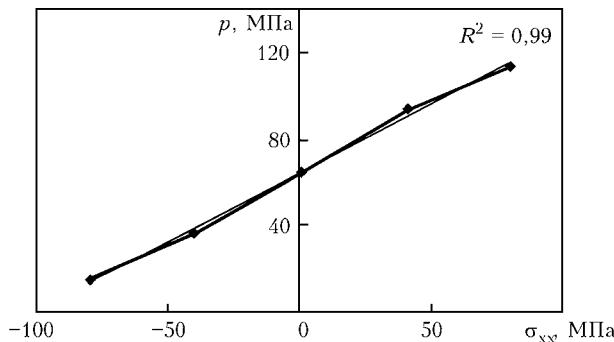


Рис. 4. Зависимость p от напряженного состояния в тестовом образце при введении импульса тока при $L = 3,26 \text{ мкГн}$, $U = 150 \text{ В}$, $s = 0,5 \text{ мм}$

где k_{xx} и b_{xx} — константы.

Для определения остаточных напряжений необходима предварительная калибровка электродной системы на тестовом образце с целью получения зависимости p от σ_{xx} . Для этого на балке равного сопротивления изгибу нужно создать напряжение σ_{xx} и ввести импульс тока вдоль сечения в точках n_i (рис. 2). На основе данных о перемещении точек поверхности в окрестности точки введения импульса тока в контролируемый участок, полученных методом электронной спектр-интерферометрии, определяются значения p , по которым строится график зависимости p от σ_{xx} , аналогичный представленному на рис. 4. График характеризуется тангенсом угла наклона k_{xx} относительно оси абсцисс, а также значением b_{xx} в точке с нулевыми напряжениями. Из графика можно определить значения k_{xx} и b_{xx} , обусловленные параметрами электродной системы.

Используя значение p , вычисленное на основе данных о перемещениях u_x , а также k_{xx} и b_{xx} , полученные из калибровочного графика, можно определить напряженное состояние в точке введения импульса тока в исследуемых объектах.

Варьирование параметров электродной системы, используемой для локальной релаксации напряжений, приводит к изменению коэффициентов b_{xx} и k_{xx} . Необходимо оптимизировать параметры электродной системы с целью увеличения значений коэффициентов k_{xx} и снижения b_{xx} .

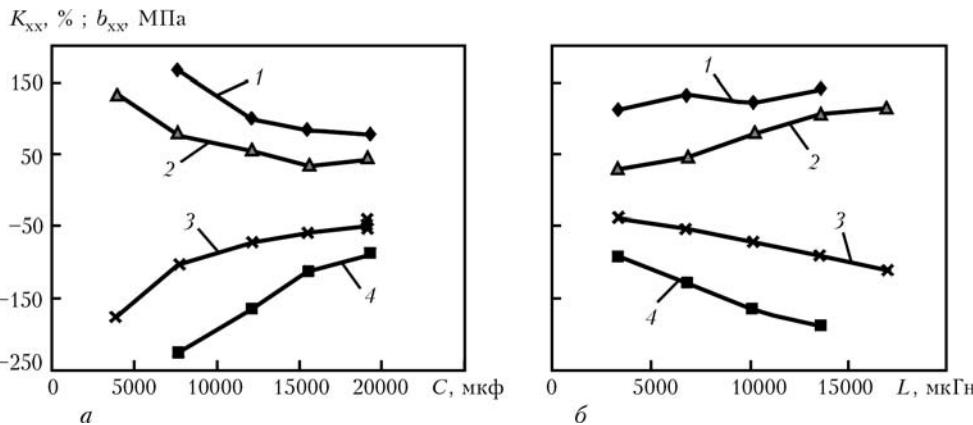


Рис. 5. Влияние емкости зарядной батареи C (а) электродной системы импульсного действия (индуктивность $L = 1216 \text{ мкГн}$ постоянна) и индуктивности L (б) (емкость $C = 10200 \text{ мкФ}$ постоянна) на коэффициенты k_{xx} и b_{xx} при зарядном напряжении $U = 100$ и 140 В : 1 — k_{xx} ($U = 140 \text{ В}$); 2 — k_{xx} (100 В); 3 — b_{xx} (100 В); 4 — b_{xx} (140 В)

На основе полученных значений для каждой комбинации параметров U , L и s построены графики зависимости p от σ_{xx} , по которым определены коэффициенты b_{xx} и k_{xx} .

Исследование влияния уровня зарядного напряжения U конденсаторной батареи на коэффициенты k_{xx} и b_{xx} функции p показало, что с повышением напряжений U увеличиваются значения b_{xx} и k_{xx} . Чем больше значения k_{xx} , тем выше чувствительность метода определения напряжений в случае применения данной электродной системы. Однако при использовании в электродной системе значений $U > 150 \text{ В}$ в ряде случаев при введении импульса тока возникает искра, и процесс становится нестабильным. Поэтому оптимальными значениями напряжений U на конденсаторной батарее являются $140\text{--}150 \text{ В}$.

Проведено исследование влияния индуктивности L на коэффициенты k_{xx} и b_{xx} , показавшее, что при увеличении индуктивности уменьшается скорость нарастания тока и увеличивается продолжительность его воздействия на материал, что приводит к уменьшению размера деформированного участка от воздействия импульса тока. Уменьшение индуктивности способствует увеличению k_{xx} , что является благоприятным фактором.

При параметрах электродной системы ударно-импульсного действия $L = 3,26 \text{ мкГн}$, $C = 1500 \text{ мкФ}$ напряжение U на конденсаторной батарее составляет 150 В , толщина диэлектрической прокладки $s = 0,5 \text{ мм}$, экспериментально определенные коэффициенты в уравнении (1) $k_{xx} = 0,5$, $b_{xx} = 57 \text{ МПа}$. Коэффициент корреляции R^2 между зависимостью (1) и экспериментальными данными составляет 0,99.

Для устранения ударного воздействия электрода и расширения диапазона параметров электрических импульсов тока использовали модернизированный ИИТ, позволивший увеличить длительность импульса тока от 5 до 30 мс, и электродную систему импульсного действия (рис. 1, б).

Проведенные исследования дали возможность установить влияние основных параметров электродной системы импульсного действия на релак-

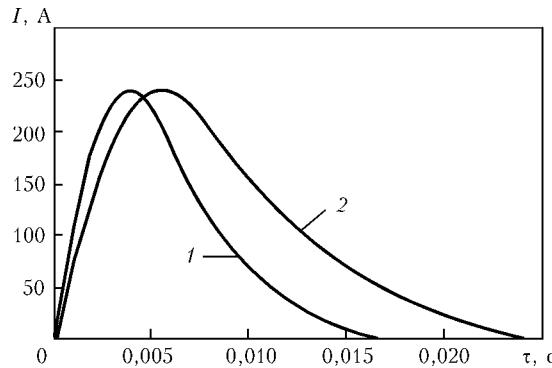


Рис. 6. Зависимость импульсного тока I от времени τ : 1 – Π_1 ($C = 10200$ мкФ, $L = 780$ мкГн, $U = 100$ В); 2 – Π_2 ($C = 10200$ мкФ, $L = 1580$ мкГн, $U = 140$ В)

сацию напряжений в тестовом образце. На рис. 5 показано, что с повышением индуктивности и уменьшением емкости значения коэффициентов k_{xx} и b_{xx} увеличиваются. В результате выполнения серии экспериментов установлено, что при электрических параметрах электродной системы $C = 10200$ мкФ, $L = 780$ мкГн, $U = 100$ В (в дальнейшем параметры Π_1 электродной системы импульсного действия) и $C = 10200$ мкФ, $L = 1580$ мкГн, $U = 140$ В (далее параметры Π_2), k_{xx} и b_{xx} близки между собой ($k_{xx,\Pi_1} = 0,76$, $b_{xx,\Pi_1} = -104$ МПа, $k_{xx,\Pi_2} = 0,8$, $b_{xx,\Pi_2} = -113$ МПа).

Для параметров Π_1 и Π_2 электродной системы импульсного действия с помощью цифрового осциллографа получены зависимости тока от времени (рис. 6). Анализ показал, что основным фактором, влияющим на коэффициенты k_{xx} и b_{xx} , является значение максимального тока.

Результаты экспериментов по определению напряжений в тестовом образце представлены на рис. 7, на котором видно корреляцию заданного напряженного состояния с данными, полученными после определения напряжений методом введения

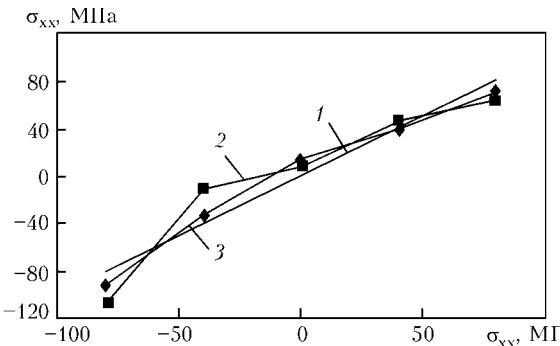


Рис. 7. Сравнение заданных (1) и полученных экспериментально (2, 3) (Π_1 и Π_2) значений напряжений при использовании электродной системы импульсного типа действия с параметрами: Π_1 ($C = 10200$ мкФ, $L = 780$ мкГн, $U = 100$ В); Π_2 ($C = 10200$ мкФ, $L = 1580$ мкГн, $U = 140$ В)

импульса тока с использованием электродной системы импульсного действия с параметрами Π_1 и Π_2 . Анализ показал, что в области напряжений, превышающих $0,5\sigma_{0,2}$ проявляется нелинейность, причем при использовании режима Π_1 нелинейность носит более явный характер. Коэффициент корреляции R^2 между зависимостью (1) и экспериментальными значениями напряжений, полученными при использовании электродной системы с параметрами Π_1 и Π_2 , составляет соответственно 0,88 и 0,96.

Следовательно, для уменьшения нелинейности зависимости p от σ_{xx} предпочтительнее использование формы импульсов тока, при которой ток после достижения максимальных значений резко падает до нуля.

В результате проведенных экспериментов получены оптимальные значения параметров электродных систем, которые используются для локальной релаксации напряжений при определении напряжений методом электронной спекл-интерферометрии.

ПРОЕКТ 7.7.1

Розробка технології неруйнівного визначення та регулювання залишкових напружень в зварних конструкціях на основі застосування локального імпульсу струму і електронної спекл-інтерферометрії

УДК 621.791.03-59:681.32

ВЛИЯНИЕ ЭЛЕКТРОДИНАМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ НА НАПРЯЖЕННОЕ СОСТОЯНИЕ ЛЕГКИХ СПЛАВОВ

Академик НАН Украины **Л.М. ЛОБАНОВ¹**, **Н.А. ПАЩИН¹**, канд. техн. наук, **Г.И. ТКАЧУК¹**, инж., **В.В. САВИЦКИЙ¹**, **О.Л. МИХОДУЙ¹**, кандидаты техн. наук, **К.В. ШИЯН¹**, **В.В. ЖЫГИНАС¹**, **А.П. ЛЯЩЕНКО²**, **В.В. ЖУЧЕНКО²**, инженеры
(¹Ин-т электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины,
²Завод № 410 Гражданской авиации)

На базе разработанной экспериментальной методики проведена оценка параметров импульсного тока и динамического давления при электродинамической обработке (ЭДО). Исследовано влияние зарядного напряжения и емкости конденсаторов на относительную эффективность ЭДО. Определено, что максимальные значения импульсного тока и давления, а также скорости их нарастания зависят от приложенного зарядного напряжения. По результатам проведения ЭДО натурных фрагментов промежуточного корпуса авиаагрегата с характерными повреждениями, восстановленными с помощью ремонтной наплавки, установлено, что остаточные напряжения в шве после ЭДО близки к нулю.

Ключевые слова: электродинамическая обработка, начальные напряжения, эффективность обработки, импульсный ток, динамическое давление, зарядное напряжение, емкость конденсаторов, сварочные напряжения, магниевые сплавы, алюминиевые сплавы, сварное соединение

Электродинамическая обработка (ЭДО), основанная на совместном импульсном воздействии электрического тока и динамической нагрузки на токопроводящие материалы, является перспективным способом регулирования напряженного состояния металлических конструкций.

До настоящего времени проводили исследования механизмов влияния ЭДО на напряженное состояние алюминиевых сплавов [1] и конструкционных сталей [2], а также сварных соединений из этих материалов. Результаты проведенных исследований базировались на экспериментальной методике, основанной на растяжении плоских образцов «лопаточного» типа, их обработке импульсами тока с текущим контролем падения усилия растяжения, которое принималось за оценочную характеристику ЭДО.

Следует отметить, что до настоящего времени недостаточно исследовали влияние ЭДО на изменение уровня остаточных напряжений в полноразмерных образцах сварных соединений и натурных сварных конструкциях. В то же время позитивные результаты работ по снижению остаточных сварочных напряжений при ремонтной сварке судовых корпусов с применением ЭДО, проведенные в рамках Программы «Ресурс 2007–09», дают основание для совершенствования технологии ЭДО как перспективного способа регулирования напряженного состояния тонколистовых металлических

конструкций. Кроме того, актуальным представляется изучение влияния параметров электродинамического воздействия, таких как импульсный электрический ток и динамическая нагрузка, на эффективность процесса ЭДО.

Цель настоящей работы заключалась в исследовании влияния электродинамического воздействия на снижение остаточных напряжений при обработке сварных соединений легких сплавов.

Для формирования импульса электрического тока использовали опытно-промышленную установку, модернизированную в рамках Программы «Ресурс 2010–12», принцип работы которой изложен в работе [2]. Подвод импульсного тока к поверхности металла осуществляли посредством медного электрода таким образом, чтобы обрабатываемый образец включался в разрядную цепь емкостного накопителя энергии. При этом в процессе прохождения разрядного тока в обрабатываемом токопроводящем материале инициируются электропульсные процессы, связанные с механизмом электропластичности [1].

Специальная конструкция электродного устройства передает в обрабатываемый материал динамическую нагрузку посредством токопроводящего ударника с полусферическим торцом, входящего в состав рабочего инструмента (рис. 1). Конструктивные особенности инструмента позволяют изменить длину вылета электрода 1 регулировочными шестернями 6, 8 и винтом 7 относительно поверхности сварного соединения 2, являющегося приемником электродинамического воздействия. В состав рабочего инструмента входит также катушка индуктивности 11, включенная в разрядную

цепь емкостного накопителя энергии и определяющая длительность токового импульса. Катушка располагается в рабочем инструменте над диском из неферромагнитного материала 4. Взаимодействие магнитного поля катушки индуктивности и поля индуцированных токов, вызванных протеканием импульса тока по обмотке, приводит к возникновению электродинамической силы, стремящейся оттолкнуть диск от катушки. При этом электрод, жестко связанный с диском, передает электродинамическое воздействие на поверхность обрабатываемого материала. Результатом взаимодействия электропластического эффекта и динамического давления при прохождении импульсного тока через обрабатываемое изделие является релаксация напряжений в материале. Корпусные детали 3, 5, 9, входящие в состав рабочего инструмента, обеспечивают необходимую жесткость конструкции, а демпфирующий 12 и направляющий 13 элементы снижают негативное влияние ударного воздействия диска на корпус 10.

Для оценки влияния параметров ЭДО на эффективность процесса проводили обработку предварительно растянутых плоских образцов прямоугольного сечения из сплава АМг6 и его сварных соединений, вырезанных поперек шва из пластин размерами 500×500×4 мм. Стыковые швы выполняли способом автоматической сварки неплавящимся электродом в аргоне на установке АСТВ-2М при напряжении 18 В и токе и 220 А на скорости 14 м/ч.

Растяжение образцов осуществляли на разрывной машине ЦДМ-10 с замкнутым силовым контуром и максимальным усилием растяжения 98000 Н при скорости деформирования 0,1 мм/с и температуре 293 К.

Изучали влияние электрических параметров процесса ЭДО, таких как зарядное напряжение U и емкость конденсаторов C , на снижение сопротивления материала деформированию (разности $\Delta\sigma$ — значений начальных напряжений σ_0 и после ЭДО — $\sigma_{\text{ЭДО}}$). Для этого образцы основного металла и сварных соединений сплава АМг6 растягивали до заданного уровня σ_0 и выполняли одиночный разряд тока с контролем падения напряжений до $\sigma_{\text{ЭДО}}$, задавая при этом различные значения U и C .

На первом этапе исследований измеряли значения $\Delta\sigma$ при дискретном возрастании зарядного напряжения U от 200 до 300 и 500 В при постоянном заряде конденсаторов $C = 6600 \text{ мкФ}$. На втором этапе изменяли значения C , дискретно увеличивая их от 1400 до 2800 и 6600 мкФ при неизменном $U = 500$ В. Значения σ_0 образцов задавали равными 55, 130 и 270 МПа. Зависимости влияния параметров U и C на относительную эффективность ЭДО $\left(\frac{\Delta\sigma}{\sigma_0} \cdot 100\%\right)$ представлены на рис. 2. Анализируя зависимости $\Delta\sigma/\sigma_0 = f(U)$ при $C=\text{const}$ (рис. 2, а) и $\Delta\sigma/\sigma_0 = f(C)$ при $U=\text{const}$ (рис. 2, б), можно отметить, что параметры

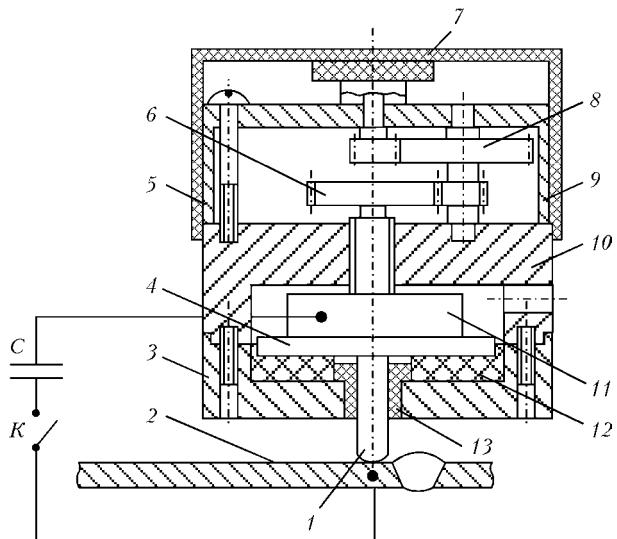


Рис. 1. Конструктивная схема рабочего инструмента для ЭДО; C — батарея конденсаторов; K — коммутатор; обознач. поз. 1—13 см. в тексте

U и C по-разному влияют на относительную эффективность $\Delta\sigma/\sigma_0$ ЭДО сплава АМг6. Так, если для достижения максимальных показателей эффективности зарядное напряжение U достаточно увеличить в 2,5 раза, то для аналогичных значений $\frac{\Delta\sigma}{\sigma_0} \cdot 100\%$ емкость C следует повысить в 5 раз. Можно сделать вывод о том, что эффективность ЭДО является функцией накопленной энергии конденсатора [3].

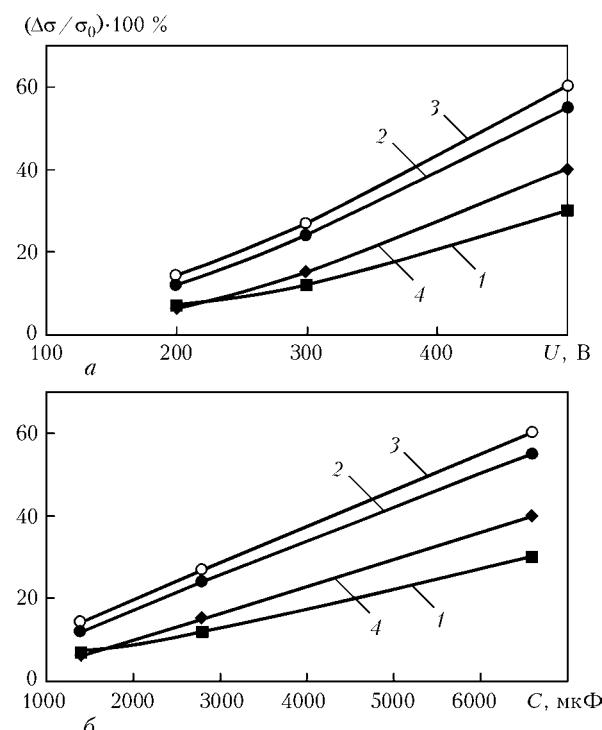


Рис. 2. Влияние зарядного напряжения U (а) и емкости батареи конденсаторов C (б) на относительную эффективность ЭДО $\frac{\Delta\sigma}{\sigma_0} \cdot 100\%$ сплава АМг6 и его сварного соединения при различных значениях начального напряжения σ_0 , МПа: 1 — 0 = 55 (основной металл — ОМ); 2 — $\sigma_0 = 130$ (ОМ); 3 — $\sigma_0 = 130$ (сварное соединение); 4 — 0 = 270 (ОМ)

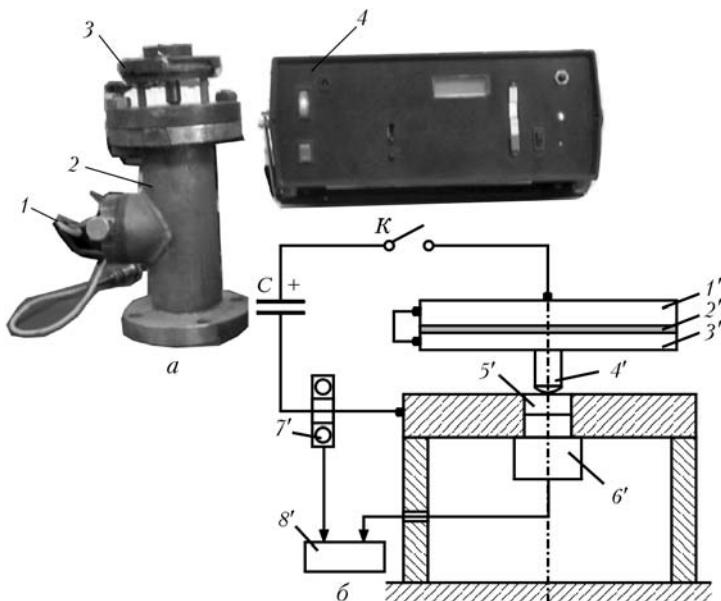


Рис. 3. Аппаратурный комплекс для измерения амплитудных значений импульсного тока I и динамической нагрузки P при ЭДО: a — внешний вид комплекса (1 — пояс Роговского; 2 — корпус системы измерения давления P ; 3 — катушка индуктивности с электродом; 4 — блок зарядки-разрядки конденсаторов); b — структурная схема комплекса; обозначения поз. $1'$ — $8'$ см. в тексте

На основе зависимостей, представленных на рис. 2, можно заключить, что повышение значений при ЭДО регулированием зарядного напряжения U является предпочтительнее, чем изменение емкости C . Но применение конденсаторов с зарядным напряжением U свыше 500 В ограничено, поскольку связано с разработкой мер безопасности при работе с высоковольтным оборудованием. В то же время увеличение емкости батареи C путем варьирования количества конденсаторов приводит к возрастанию массы и габаритов оборудования для ЭДО. Это вызывает необходимость в разработке компромиссных решений, основанных на использовании современной элементной базы и новых конструктивных схем разрядного контура.

Исследовали влияние зарядного напряжения U конденсаторной батареи на параметры электродинамического воздействия при ЭДО, такие как импульсный ток I и динамическая нагрузка P в период времени t разрядки конденсаторов. Измерения I и P выполняли на аппаратурном комплексе, внешний вид и конструктивные элементы которого представлены на рис. 3. Значения импульсного тока I регистрировали с применением пояса Роговского. Параметры динамической нагрузки P определяли при помощи пьезоэлектрического датчика давления LX-604.

Измерения параметров I и P выполняли по следующей методике. В момент разряда конденсаторной батареи C (рис. 3, б) в результате срабатывания тиристорного коммутатора K импульсный ток, протекая через катушку индуктивности $1'$, плоский диск $3'$, электрод $4'$, цилиндрический образец, воспринимающий нагрузку P $5'$, датчик давления $6'$, измеряли поясом Роговского $7'$ и регистрировали быстродействующим цифровым осциллографом $8'$. При этом механическое давление, генерируемое импульсным магнитным полем ка-

тушки индуктивности, передавалось через изолирующий торец $2'$ на плоский диск и электрод. Сферический торец последнего при индентировании в цилиндрический образец передавал ударную нагрузку на пьезоэлектрический датчик, показания которого регистрировались аналогично значениям тока. Таким образом, на обрабатываемый материал, функции которого выполнял цилиндрический образец из алюминиевого сплава АМгб диаметром 9 мм и высотой 6 мм, одновременно воздействовали динамическая нагрузка P рабочего инструмента (электрода) и импульсный электрический ток I , вызванные разрядом конденсаторной батареи.

Изменения во времени значений I и P регистрировали при трех уровнях зарядного напряжения — $U = 200, 300$ и 500 В (рис. 4). При изучении распределения I и P во времени исходили из предположения, основанного на результатах работ [4, 5] о том, что максимальное влияние на эффективность электроимпульсных и динамических воздействий (к которым относится ЭДО) оказывают процессы нарастания импульсного тока и давления до максимальных значений. Анализируя данные, представленные на рис. 4, можно видеть, что максимальные значения импульсного тока I_{\max} охватывают диапазон от 1195 до 3080 А и находятся в прямой зависимости от зарядного напряжения U . Это относится и к скоростям v_i нарастания тока до I_{\max} , которые при $U = 200, 300$ и 500 В составляли соответственно 3400, 4600 и 8000 А/мс.

Интенсивно протекает процесс нарастания динамического давления электрода на обрабатываемый материал. Так, максимальные значения амплитуд давления P_{\max} находятся в диапазоне от 2792 до 20461 Н. При этом период времени t_p нарастания нагрузки от 0 до P_{\max} с увеличением значений зарядного напряжения U от 200 до 500 В

незначительно уменьшался от 0,375 до 0,34 мс, что обусловило прирост значений скорости v_p контактного взаимодействия электрода с металлом. Если v_p при $U = 200$ В не превышала 7500 Н/мс, то при возрастании напряжения до 300 и 500 В ее значения были соответственно 22000 и 60200 Н/мс. Таким образом, уровень зарядного напряжения U определяет такие параметры динамического давления, как P_{\max} и градиент функции нарастания P .

При сравнении кривых нарастания тока и нагрузки (рис. 4) видно, что импульс давления имеет более крутые фронты нарастания и спада. При этом во всем диапазоне исследованных значений U имеет место запаздывание начала процесса нарастания P от нарастания I на 0,1 мс, что можно объяснить деформированием контактных поверхностей электрода и обрабатываемого металла. Нарастание P начинается при значениях импульсного тока 600, 800 и 1500 А для напряжений соответственно 200, 300 и 500 В. Таким образом, индентирование электрода в металл начинается при значениях тока, соответствующих примерно 0,5 I_{\max} .

Исследовали количественные характеристики импульсного магнитного поля (МП) при ЭДО на режимах, соответствующих зарядному напряжению 200 и 500 В. Источником излучения МП являлся плоский индуктор, а в качестве зоны, максимально приближенной к источнику МП, выбрали зону, расположенную на расстоянии 70 мм от индуктора. Другие источники МП, такие как разрядный контур и блок емкостных накопителей, ввиду малых значений магнитного излучения не рассматривались.

Для оценки параметров МП использовали пластины с наплавленным валиком из сплава АМгб размерами 400×400 мм.

Напряженность H импульсного МП определяли при помощи аппаратурного комплекса ГФИ-1 (датчик Холла), аналоговый сигнал которого регистрировали осциллографом ТДС-1002 с функцией преобразования Фурье.

Изменение значений импульсного тока во времени регистрировали с использованием пояса Роговского по методике, изложенной выше. Исследовали три диапазона частот МП при разряде емкостного накопителя 0–5, 50–1000 и 1000–10000 Гц. Значения зарядного напряжения емкостного накопителя энергии, при котором проводили измерения напряженности поля H , принимались равными 200 и 500 В. Датчик Холла крепили на внешней поверхности индуктора, как показано на рис. 5, что позволило изучать параметры горизонтальной и вертикальной составляющих H магнитного потока при ЭДО. Значения H регистрировали в процессе одиночного разряда емкостного накопителя через индуктор, установленный на образец сварного соединения.

Распределение по времени значений импульсного тока I и вертикальной составляющей напряженности H импульсного МП при ЭДО с заряд-

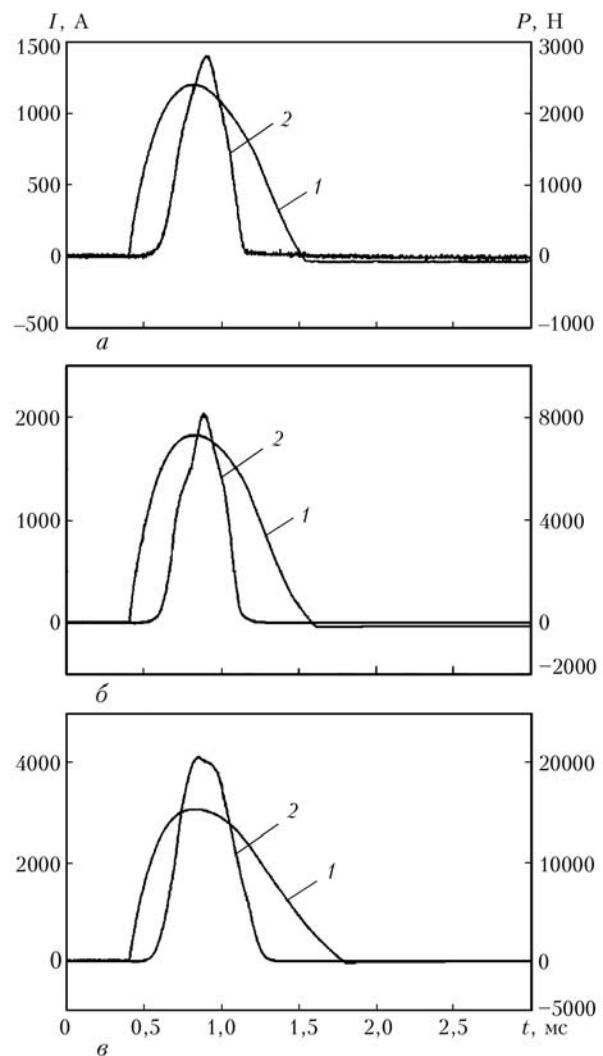


Рис. 4. Значения импульсного тока I и динамической нагрузки P при различных значениях зарядного напряжения U (кривые 1 и 2 соответствуют значениям I и P , В): a – 200; b – 300; c – 500 В

ным напряжением 200 и 500 В представлены на рис. 6. Следует отметить, что значения вертикальной и горизонтальной составляющих H соотносятся, как 10/1, что позволяет не учитывать последнюю при расчетах характеристик МП.

Установлено, что амплитудные значения I при $U = 200$ и 500 В соответственно равны 1200 и 3000 А, а время протекания тока не превышает 1,4 мс (рис. 6, кривые 1). Амплитудные значения H при аналогичных значениях U соответственно равны 10000 и 30000 А/м, а период воздействия МП составляет 2,2 мс (рис. 6, кривые 2). Следует отметить, что при сопоставлении кривых 1 и 2, отражающих временное соотношение параметров импульсного тока и напряженности МП, видно, что при затухании I до нулевых значений в измеряемой зоне регистрировали магнитный поток, период действия которого составляет 0,75–0,90 мс. В момент достижения I нулевых значений напряженность H остаточного МП при $U = 200$ и 500 В составляла соответственно 4000 и 10000 А/м. Наличие МП после прекращения действия тока в разрядном контуре можно объяснить остаточной на-

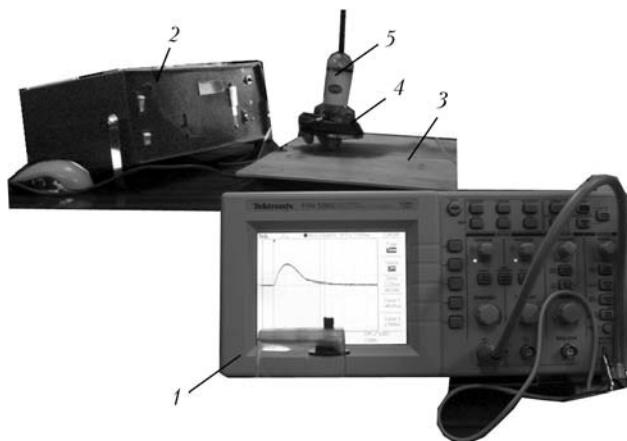


Рис. 5 Методика измерения магнитных полей при ЭДО: 1 – регистратор напряженности МП; 2 – источник питания для ЭДО; 3 – датчик Холла; 4 – плоский индуктор; 5 – образец сварного соединения

магнитностью плоского индуктора, а также протеканием затухающего тока в диске из неферромагнитного материала, входящего в состав рабочего инструмента.

На основании полученных данных проведена расчетная оценка относительной энергетической нагрузки (ОЭН) в исследуемом спектре частот МП, определяемой как отношение экспериментально полученного значения напряженности H_m (показания датчика Холла) к ее предельно допустимому уровню – ПДУ (данные стандарта ДСН 3.3.6.096–2002) [6].

$$\text{ОЭН} = H_m / \text{ПДУ}. \quad (1)$$

Суммарную ОЭН принимали для трех исследуемых диапазонов частот МП.

Время работы оператора задавали 8-часовой рабочей сменой, что составляет 28 800 с. Полный период действия t_p импульсного МП составлял 2,2 мс для всех исследуемых значений зарядного напряжения.

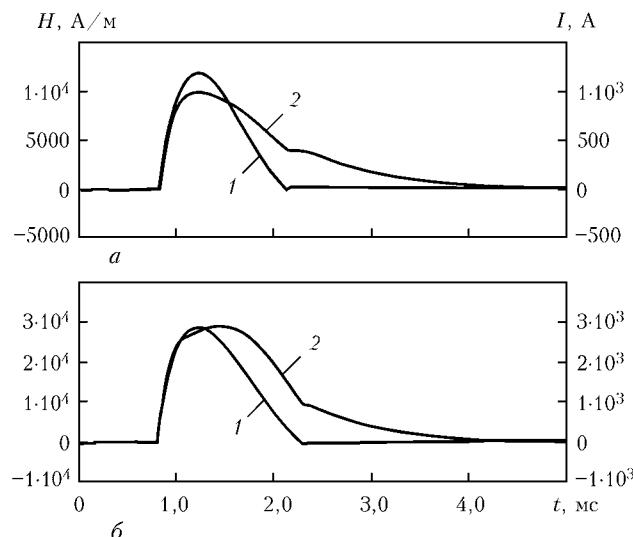


Рис. 6. Значения импульсного тока I и напряженности магнитного поля H для одиночного импульса ЭДО при различных значениях зарядного напряжения U (кривые 1 и 2): а – $U = 200$ В – I , А; H , А/м; б – $U = 500$ В – I , А; H , А/м

Допустимые значения экспозиции оператора $t_{\text{доп}}$ и количество включений инструмента (разрядов) $N_{\text{доп}}$ в исследуемом МП вычисляли по методике, приведенной в работе [6].

Данные расчета параметров МП представлены в таблице.

Установлено, что при ЭДО с зарядным напряжением 200 В и рассчитанном времени разряда $t_{\text{доп}}$ за 8-часовую смену безопасным является выполнение не более 1100 актов электродинамического воздействия, а при напряжении 500 В – не более 100.

Исследование влияния ЭДО на снижение уровня остаточных напряжений сварных соединений на натурных конструкциях проводили на промежуточном корпусе авиационного двигателя (ПКА). Назначение ПКА – крепление авиадвигателя на крыле самолета и термоизоляция конструктивных элементов планера от термического воздействия работающего двигателя. Внешний вид ПКА в сборе с двигателем Д-36 показан на рис. 7, а.

ПКА представляет собой крупногабаритную литую конструкцию из магниевого сплава МЛ9 (рис. 7, б), состоящую из наружной 1 и внутренней 2 цилиндрических обечайек, сопряженных между собой ребрами жесткости – стойками 4. Конструктивной особенностью стоек является наличие в них внутренних полостей, по которым циркулирует охлаждающая жидкость, предназначенная для минимизации термического влияния работающего двигателя на ПКА. Наружная обечайка служит для монтажа ПКА на крыле самолета, внутренняя – для крепления авиационного двигателя 3.

Наиболее характерными повреждениями ПКА, устранимыми с помощью ремонтной сварки, являются усталостные трещины, нарушающие целостность стоек в местах их сопряжения с наружной и внутренней обечайками. Также имеет место образование усталостных трещин на поверхности внешней обечайки в зоне крепления ПКА к крылу. Результатом указанных эксплуатационных дефектов являются частичная потеря несущей способности конструкции и нарушение герметичности охлаждающих полостей ПКА.

Наличие остаточных напряжений в ремонтных сварных соединениях ПКА вызывает необходимость проведения послесварочной термообработки изделия в крупногабаритных электропечах, что является достаточно энергозатратной операцией. При этом термообработка не позволяет полностью избежать появления усталостных трещин в ремонтных швах при ресурсных испытаниях ПКА. Применение ЭДО дает возможность снизить уровень остаточных напряжений, а в перспективе и заменить термообработку, что позволит уменьшить себестоимость восстановления ПКА.

Для оценки уровня остаточных сварочных напряжений, возникающих в конструктивных элементах ПКА, использовали образцы сплава МЛ9 размерами 350×250×8 мм, представляющие собой фрагменты наружной оболочки. На образцах, про-

Спектральный состав и относительная энергетическая нагрузка МП при ЭДО

Зарядное напряжение, U , В	Время разряда, t_p , с	ОЭН МП при диапазоне частот, Гц			Допустимое время разряда, $t_{\text{доп}}$, с	Допустимое количество разрядов, $N_{\text{доп}}$
		0–5	50–1000	1000–10000		
200	0,0022	0,64	4197	1705	2,45	1114
500	0,0022	8,35	51968	13426	0,22	100

шедших предварительную термообработку с целью минимизации технологических напряжений при разрезке, выполняли наплавочные швы и их ЭДО с последующим измерением остаточных напряжений после сварки и обработки.

Перед выполнением наплавки по длине сварного шва ручной фрезой производили надрез длиной, шириной и глубиной соответственно 200, 1,6–2,0 и 8–10 мм с последующей разделкой кромок.

С целью воспроизведения операций ремонтной сварки ПКА по надрезу выполняли двухпроходную сварку неплавящимся электродом в аргоне. При этом геометрические характеристики металла наплавленного шва соответствовали параметрам металла ремонтного соединения, выполняемого на ПКА в заводских условиях. После сварки и полного остывания образцов выполняли ЭДО сварных соединений на режиме, соответствующем зарядному напряжению 500 В.

Обработку сварных соединений осуществляли вдоль продольной линии сварного шва в направлении от середины к краям.

Перед выполнением сварных швов на поверхности образцов методом электронной спекл-интерферометрии оценивали начальный уровень напряжений в сплаве МЛ9. После сварки перед ЭДО измеряли продольную и поперечную компоненты напряженного состояния сварных соединений в зоне ремонтных швов. Повторные измерения параметров остаточного напряженного состояния производили после ЭДО. Путем сопоставления параметров напряженного состояния до и после импульсной обработки на конкретном образце сварного соединения оценивали эффективность процесса ЭДО.

Оценка продольной σ_{xx} и поперечной σ_{yy} компонент начального напряженного состояния на поверхности образцов сплава МЛ9 до сварки показала, что значения σ_{xx} составляли 4–6 МПа, а σ_{yy} не превышали 6,3–6,6 МПа. Начальное значение σ_{xx} в центре шва до обработки равнялось 87,35 МПа, а после ЭДО и регистрации уровня остаточных напряжений установлено, что значения σ_{xx} в измеряемой зоне не превышали 6,49 МПа, что сопоставимо с уровнем напряжений в основном металле до наплавки.

Для подтверждения полученных результатов проводили ЭДО натурных ПКА в местах ремонтной наплавки на участках повреждения стойки (рис. 7, б). ЭДО выполняли на режиме, соответствующем зарядному напряжению 500 В в последовательности, принятой при обработке натурных

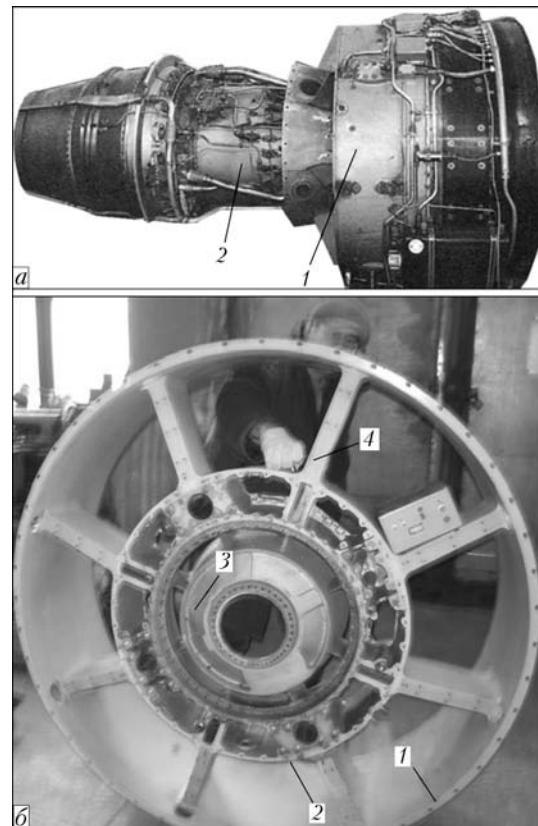


Рис. 7. Промежуточный корпус авиадвигателя: *а* — внешний вид ПКА в сборе с авиадвигателем Д-36; *б* — внешний вид ПКА; 1 и 2 — наружная и внутренняя обечайки; 3 — узел крепления двигателя; 4 — стойка

образцов. В течение цикла ЭДО регистрировали уровень начальных напряжений до и после наплавки, а также после ЭДО. Анализ текущих измерений параметров напряженного состояния ремонтных наплавок позволяет сделать вывод о том, что после ЭДО значения остаточных напряжений в ремонтных наплавках близки к нулю.

Выводы

1. Разработана экспериментальная методика для исследования влияния параметров ЭДО, таких как зарядное напряжение U и емкость конденсаторов C , на относительную эффективность обработки легких сплавов и их сварных соединений в результате электродинамических воздействий. Установлено, что эффективность ЭДО повышается с увеличением емкости C и зарядного напряжения U .

2. На основании результатов исследований влияния зарядного напряжения на напряженность магнитного поля при ЭДО установлено, что при зарядном напряжении до 200 В за 8-часовую рабо-

чую смену безопасным является выполнение не более 1100 актов электродинамического воздействия, а при напряжении 500 В – не более 100.

3. По результатам ЭДО натурных фрагментов промежуточного корпуса авиадвигателя из магниевого сплава МЛ9 с повреждениями, восстановленными ремонтной наплавкой, установлено, что электродинамические воздействия практически устраняют остаточные напряжения в металле шва.

1. Лобанов Л.М., Пацин Н.А., Логинов В.П. Влияние электродинамической обработки на напряженное состояние сварных соединений алюминиевого сплава АМг6 // Автомат. сварка. – 2007. – № 6. – С. 11–13.

2. Влияние электродинамической обработки на напряженно-деформированное состояние теплоустойчивых сталей / Л.М. Лобанов, Н.А. Пацин, В.П. Логинов, В.М. Скульский // Там же. – 2006. – № 5. – С. 28–32.
3. Антонов Ю.А., Рагозин Ю.И. Импульсный метод снятия остаточных напряжений // Физика и химия обработки материалов. – 2001. – № 3. – С. 91–95.
4. Степанов Г.В., Бабуцкий А.И., Мамеев И.А. Нестационарное напряженно-деформированное состояние в длинном стержне, вызванное импульсами электрического тока высокой плотности // Пробл. прочности. – 2004. – № 4. – С. 60–67.
5. Белова М.М., Проценко С.С., Иванов А.В. Динамика деформирования упругопластического слоя при импульсном энерговыделении // Там же. – 1987. – № 12. – С. 87–91.
6. Левченко О.Г. Охорона праці у зварюальному виробництві. – К.: Основа, 2010. – 240 с.

ПРОЕКТ 7.7.2

Розробка електродної системи і джерела живлення для неруйнівного визначення та регулювання залишкових напружень методом електронної спекл-інтерферометрії

УДК 620.179:621.373.5

ДОСЛІДЖЕННЯ ЕЛЕКТРОФІЗИЧНИХ ПРОЦЕСІВ У ЕЛЕКТРОДНІЙ СИСТЕМІ НЕРУЙНІВНОГО ВИЗНАЧЕННЯ ЗАЛИШКОВИХ НАПРУЖЕНЬ

І.П. КОНДРАТЕНКО, А.В. ЖИЛЬЦОВ, доктори техн. наук, **І.В. БОЖКО**, канд. техн. наук, **В.В. ВАСЮК**, асп.
(Ін-т електродинаміки НАН України)

На основі експериментально визначених амплітуди і тривалості імпульсів струму та визначених розрахункових динамічних зусиль притискання електрода до поверхні зразка запропоновано і виготовлено нову конструкцію електродної системи з дослідним зразком джерела живлення, які дозволяють проводити дослідження ефекту локальної релаксації в широкому діапазоні змін значень струму і довжини імпульсу. Проведено випробування вимірювально-діагностичного комплексу, запропоновано нове конструктивне рішення вузла вимірювання імпульсного струму з одночасною фіксацією напруги на перехідному опорі.

Ключові слова: спекл-інтерферометрія, електродинамічна сила, контроль параметрів струмового імпульсу, джерело імпульсного струму

Застосування нових матеріалів, інтенсифікація виробничих процесів і зростання рівня експлуатаційних навантажень на конструкціях висувають нові вимоги до їх виготовлення. Забезпечення міцності, підвищення точності виготовлення, якості, працездатності елементів і вузлів конструкцій багато в чому визначаються рівнем напруженого стану, що виникає в процесі їх виготовлення та експлуатації. Тому розвиток нових методів та засобів оперативного визначення залишкових напружень в елементах конструкцій є актуальною науково-технічною задачею.

Для визначення залишкових напружень може бути застосовано розвинений в Інституті електrozварювання ім. Є.О. Патона НАН України метод електронної спекл-інтерферометрії. Для його ви-

користання необхідно провести локальне розвантаження невеликої ділянки напруженості конструкції. Цього можна досягнути за рахунок застосування електропластичного ефекту.

Попередньо були з'ясовані параметри струмового імпульсу, за яких досягається локальне пружне розвантаження ділянки, через яку пройшов струм. Встановлено, що пружне розвантаження досягається при одночасній дії струму та електродинамічного тиску електрода на контролювану поверхню. Для дослідження діапазонів зміни динамічного зусилля та параметрів імпульсу струму виникла необхідність розробки нових, удосконалених розрахункових та фізичних моделей електродної системи, що забезпечують керування електродинамічним зусиллям, та джерел живлення зі змінними параметрами, які входять до складу вимірювально-діагностичного комплексу визначення залишкових напружень, що створюються спільно Інститутом електrozварювання ім. Є.О. Патона НАНУ та Інститутом електродинаміки НАНУ.

Розробка дослідного зразка електродної системи вимірювально-діагностичного комплексу. В місці розряду локальна релаксація напруженість в дослідному зразку визначається сумісною дією електричного струму і електродинамічного притискання електрода до поверхні зразка. Сила такого притискання залежить від розрядного струму (відповідно до квадратичного закону) та співвідношень геометричних розмірів елементів електродної системи: котушки індуктивності й диска з неферомагнітного матеріалу. Разом з тим значення розрядного струму і його тривалість визначається параметрами розрядного кола, складовими частинами якого є котушка індуктивності з диском. Для здійснення пошуку оптимальних значень розрядного струму і електродинамічних сил притискання було прийнято рішення про розробку джерела живлення вимірювальної системи з регульованими параметрами. При цьому встановлено, що забезпечення рівня електродинамічних сил, при яких досягалась локальна релаксація, можлива з котушкою із меншою індуктивністю. Тобто частину індуктивності розрядного кола можна відносити до джерела живлення, а основну зосередити в електродній системі. Вихідними даними для розрахунку електродної системи прийнято такі параметри: амплітуда розрядного струму 940 А, тривалість імпульсу 580 мкс, амплітуда електродинамічної сили 250 Н.

Розрахунок сили, що діє на провідний масивний диск з боку котушки зі струмом. Розглянемо електродну систему, що містить котушку 1 і масивний неферомагнітний диск 2 (рис. 1). Вважаємо відомими геометричні параметри системи та електрофізичні характеристики матеріалів. Кінцеве заування полягає в тому, щоб визначити силу, з якою змінний струм в обмотці котушки діє на вихрові струми, що збуджуються в провідному диску, а також визначити параметри котушки за умови обмежень на її власну індуктивність і силу дії на диск.

Контур, в якому здійснюється розряд, складається із зарядженого до напруги U_0 конденсатора C , активного опору проводів і обмотки R котушки, індуктивності котушки проводів.

Параметри розрядного струму визначаються через складові розрядного кола. Для визначення характеристик струмового імпульсу через контакт електрод-зразок було виконано чисельне моделювання. При цьому на основі вихідного диференційного рівняння

$$L \frac{d^2i}{dt^2} + R \frac{di}{dt} + \frac{i}{C} = 0 \quad (1)$$

розвраховувався струм I в еквівалентному розрядному колі (рис. 1).

В рівнянні (1) $L_e = 17,5$ мГн — еквівалентна індуктивність розрядного кола, яка включає індуктивність котушки L і всіх з'єднувальних провідників; $R_e = 7,5$ мОм — еквівалентний активний

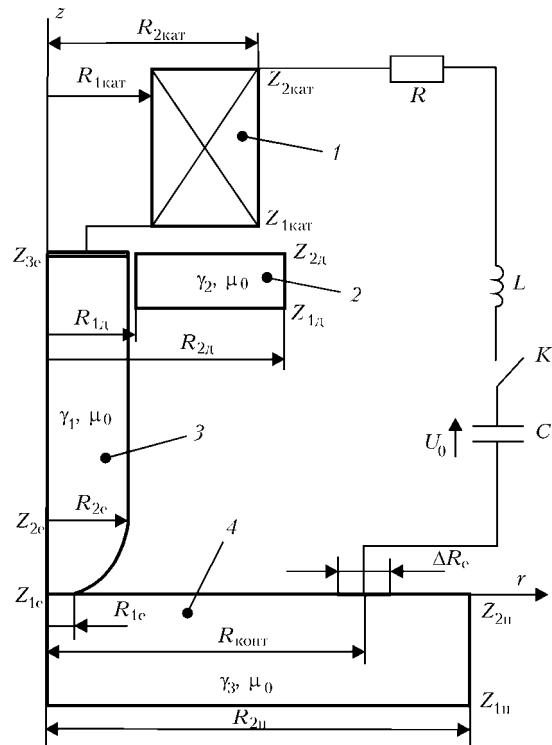


Рис. 1. Схема електродної системи: 1 — котушка; 2 — масивний неферомагнітний диск; 3 — електрод; 4 — масивна неферомагнітна пластина

опір розрядного кола, який включає активний опір котушки індуктивності, з'єднувальних провідників, тиристора (ключ K) у відкритому стані й контакту електрод-зразок; $C = 1,5$ мФ — ємність конденсатора. Результати розрахунку імпульсу струму при початковій напрузі на конденсаторі $U = 160$ В представлено на рис. 2, а. Графік зміни електродинамічної сили в часі показано на рис. 2, б. Зауважимо, що максимального значення струм досягає після 220 мкс після початку імпульсу, а сила досягає свого найбільшого значення на 50–70 мкс раніше.

Визначення динамічного зусилля проводилось на підставі розв'язання електромагнітної задачі. Крайова задача для розрахунку магнітного поля в магнітній системі визначається системою рівнянь, отриманих на базі рівнянь Максвела для квазистатичного випадку (рис. 1). Розв'язання електромагнітної задачі реалізовано за допомогою програми COMSOL Multiphysics 3.5a.

На основі сумісних експериментальних і розрахункових досліджень обрано такі оптимальні параметри цих елементів: котушка індуктивності циліндричної форми із зовнішніми і внутрішніми діаметрами відповідно 25 і 4,6 мм та висотою 13,6 мм, кількість витків 48 (6 шарів по 8 витків мідним дротом (діаметр 1,6 мм) в кожному); алюмінієвий диск діаметром 28 мм і товщиною 4 мм.

У парі ці елементи електродної системи при протіканні через котушку імпульсу струму з характерними параметрами (амплітуда 940 А, довжина 580 мкс) забезпечують амплітудні значення

*Comsol Multiphysics 3.5a // www.comsol.com.

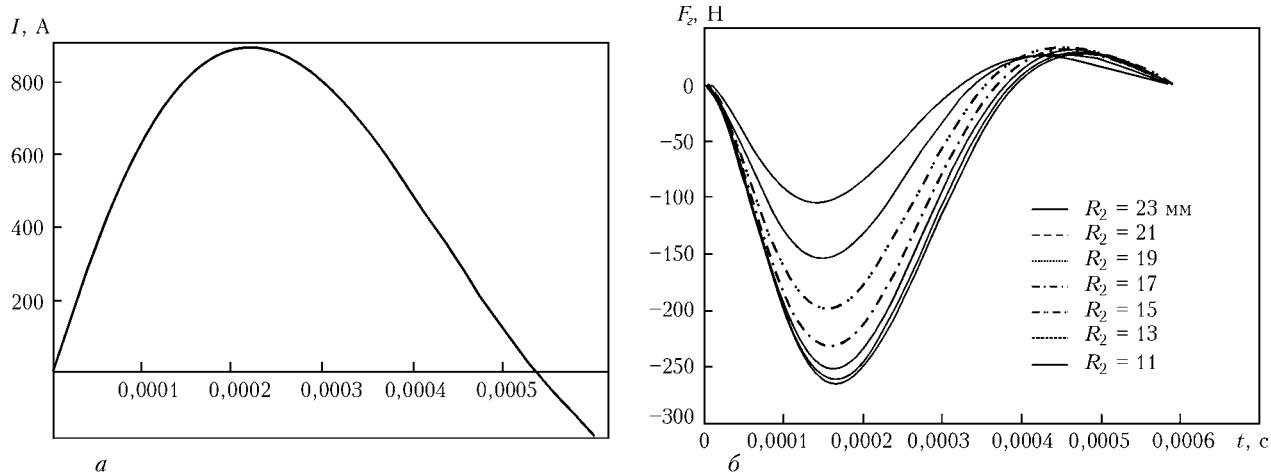


Рис. 2. Зміни в часі струму (а) та електродинамічної сили (б) залежно від зовнішнього радіуса диска R_2

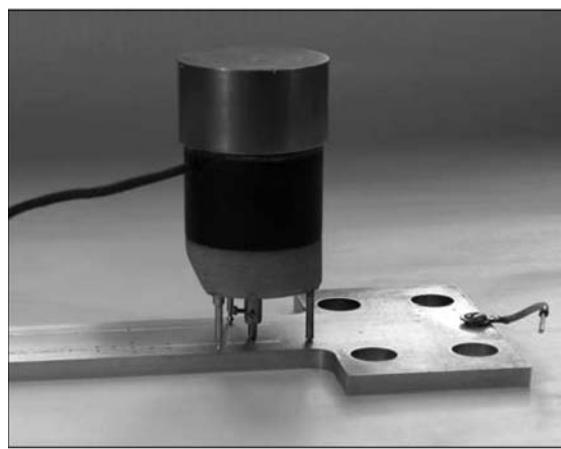
електродинамічного притискання електрода до поверхні зразка в межах 343–238 Н (при товщині діелектричних прокладок між катушкою та диском в 0–1 мм).

Електродна система. Загальний вигляд електродного пристроя та його конструкції показано на рис. 3, а та 3, б відповідно. Котушка індуктивності 14 розміщена в еbonітовому корпусі 6, в якому вона центрується за допомогою еbonітового циліндра 13. Знизу під катушкою знаходитьться алюмінієвий диск 16, який відділений від неї текстолітовою прокладкою 15 товщиною s . З диском жорстко скріплений мідний стрижень 3, зверху до якого за допомогою токопідводу 11 підключена катушка індуктивності, а знизу знаходитьться вольфрамовий електрод 1. Кінчик електрода має поліровану поверхню з радіусом 2,5 мм. Гвинт 2 фіксує положення електрода в стрижні. На нижній кришці 5 розташовано три ніжки 4, на яких електродна система стоїть на зразку 18. Для надійного початкового електричного контакту електрод–зразок на верхній кришці 7 за допомогою гвинта 9,

який фіксується контргайкою 10, закріплений мідний циліндр 8 масою 0,5 кг.

Для підведення до електродного пристроя струму використовується вивід катушки 12 та гвинт 19. Потенціальний вивід 17 призначений для вимірювання напруги на контакті електрод–зразок під час імпульсу струму. Електричні параметри електродного пристроя, які вимірювали на частоті 1 кГц при товщині прокладки між катушкою та диском $s = 0,5$ мм, такі: активний опір $R_e = 30,8$ мОм, індуктивність $L_e = 11,7$ мГн.

Джерело живлення і пристрой для діагностики параметрів розрядного струму. Для проведення досліджень електродного пристроя і локальних релаксацій напруження в металі внаслідок розряду створено дослідний зразок джерела живлення. Його спрощену електричну схему наведено на рис. 4. Джерело живлення побудовано за загальним принципом: повільний заряд накопичувальної емності, а потім швидкий її розряд за допомогою тиристора через електродний пристрій. Для вивчення впливу довжини імпульсу струму на локальні релаксації в



а

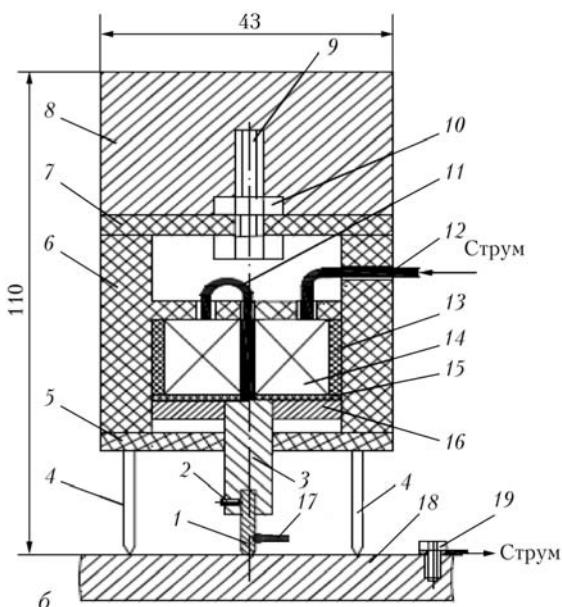


Рис. 3. Загальний вигляд (а) та схема (б) електродного пристроя (1–19 – див. у тексті)

металі в джерелі живлення передбачено включення в розрядне коло додаткової індуктивності L_d , значення якої можна регулювати в межах 0,57–6,26 мГн. Струм в розрядному колі визначався за падінням напруги на спеціально розробленому безіндуктивному шунті. Напруга в місці контакту електрод–зразок вимірювалась і записувалась двоканальним осцилографом, один вивід якого підключався до потенціального виводу 17 на електродному пристрої, а другий — до зразка 18.

Дослідження процесу розряду на поверхню сплаву АМг6. Імпульс струму через поверхню зразка має дзвоноподібну форму (рис. 5). Амплітуда імпульсу I_m лінійно залежить від значення напруги U заряду накопичувальної ємності в джерелі живлення (1650 мкФ). Залежність струму від індуктивності L та активного опору R розрядного кола більш складна. Величина $L = L_e + L_d + L_{dp}$, де $L_e = 11,7$ мГн, $L_d = 0,57$ – $6,26$ мГн, L_{dp} — індуктивність дротів, що з'єднують елементи розрядного кола. Значення L_{dp} залежать від взаємного розташування дротів, що підходять до електродного пристрою і зразка і становлять 0,6–1 мГн. Опір R включає опори електродного пристрою $R_e = 30,8$ мОм, шунта $R_{sh} = 7,67$ мОм, з'єднувальних та монтажних дротів, комутуючого тиристора та нелінійного опору переходного контакту електрод–зразок R_k .

Початкове значення R_{kh} (перед проходженням імпульсу струму) цього опору залежить від матеріалу зразка, стану поверхонь електрода і зразка в місці контакту та сили їх притискання один до одного. При шліфованих поверхнях зразка із сплаву АМг6 та вольфрамового електрода при силі притискання один до одного 7 Н значення R_{kh} в різних місцях зразка становило 80–110 мОм

(для мідного зразка за цих же умов $R_{kh} \approx 20$ мОм). Як буде показано нижче, під час імпульсу струму значення R_k зменшуються до приблизно 1 мОм і переходний опір електрод–зразок майже не впливає на розрядний струм. За розрахунками загальний активний опір R при розряді становить близько 70 мОм. Збільшення індуктивності розрядного кола веде до зменшення амплітуди імпульсу розрядного струму I_m та збільшення його довжини t_i . Так, при зростанні L_d від 0,57 до 6,26 мГн значення I_m знижуються від 855 до 726 А (на 15 %), а довжина імпульсу стає довшою на 80 мкс (на 15 %). Слід також зауважити, що збільшення L_d веде до зменшення похідної струму di/dt , яка на фронті імпульсу суттєво впливає на електродинамічне притискання електрода до зразка і значною мірою визначає релаксацію напружень у металі.

Дослідження напруги на контакті електрод–зразок. Цьому питанню в роботі присвячено особливу увагу, оскільки, на думку виконавців, дані про цю величину свідчать не тільки про якість і надійність контакту, а й вони інтегрально відзеркалюють інформацію про складні нестационарні фізичні процеси в місці контакту. Ці дані можуть бути корисними при подальшому аналізі та розробці фізичної моделі електродинамічної обробки металів.

Типова осцилограмма напруги на контакті $U_k(t)$ під час проходження імпульсу струму $i(t)$ представлена на рис. 6. З нього видно, що на початку імпульсу (0–20 мкс) напруга $U_k(t)$ стрімко зростає. При $t \approx 50$ мкс вона досягає свого першого максимуму $U_{km} = 0,9$ В, а потім протягом 300 мкс плавно зменшується приблизно до 0,2 В.

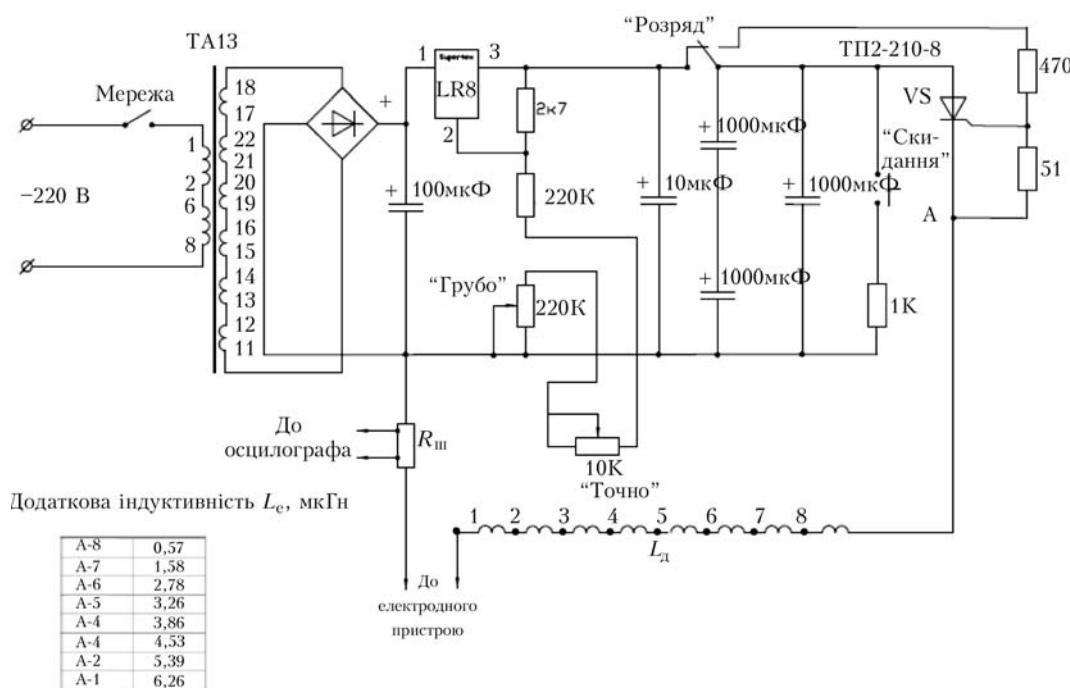


Рис.4. Електрична схема джерела живлення макетного зразка

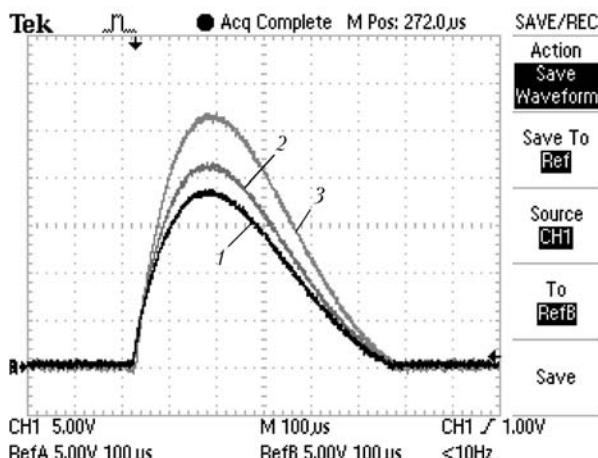


Рис. 5. Осцилограми струму в розрядному колі на накопичувальній ємності при початкових напругах $U = 130$ (1), 150 (2), 190 (3) В (масштаби: струму — 185 А/под., часу — 100 мкс/под., $L_d = 0,57$ мкГн, $s = 0,5$ мм)

У кінці імпульсу спостерігається другий максимум напруги, значення якого U_{km2} залежить від параметрів розрядного кола та електродного пристрою. Так, за умов $L_d = 3,26$ мкГн та $s = 0,5$ мм при збільшенні напруги заряду накопичувального конденсатора U від 150 до 180 В значення U_{km2} зростає від $0,15$ до $0,6$ В (рис. 7).

Для аналізу та пояснення фізичних процесів, що проходять під час імпульсу струму в зоні контакту електрод–зразок, крім осцилограм $i(t)$, $U_k(t)$, важливою характеристикою також є зміна в часі опору контакту $R_k = U_k(t)/i(t)$ (рис. 8).

Математичне моделювання електромагнітних і теплових процесів при розряді ємнісного накопичувача на дослідний зразок. Моделювання електромагнітних процесів здійснюється за розрахунковою схемою, наведеною на рис. 1, та з доповненням рівняннями електромагнітного поля

$$\vec{\Delta A} = -\mu_0 \vec{\delta}_W, \quad Q \in D_W, \quad (2)$$

$$\vec{\Delta A} = -\mu_0 \vec{\delta}_1, \quad Q \in D_1, \quad (3)$$

$$\vec{\Delta A} = 0, \quad Q \in D^-, \quad (4)$$

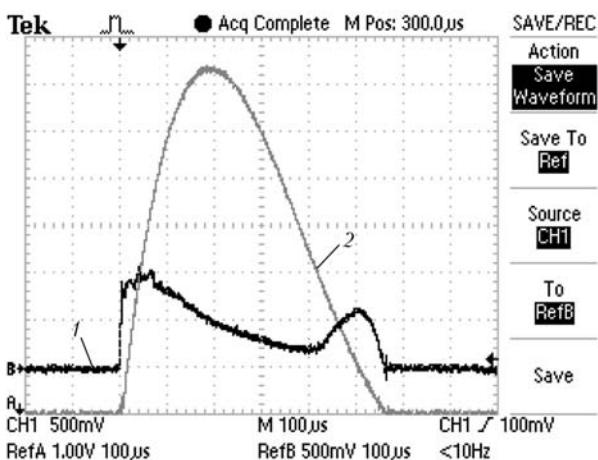


Рис. 6. Осцилограми струму $i(t)$ (2) та напруги на U_k (1) при $U = 180$ В, $L = 3,26$ мкГн, $s = 0,5$ мм (масштаби: струму — 130 А/под., напруги — 500 мВ/под., часу — 100 мкс/под.)

$$\vec{\delta}_1 = -\gamma \frac{\partial \vec{A}}{\partial t}, \quad (5)$$

з граничними умовами

$$[\vec{n}_Q, \vec{A}] = [\vec{n}_Q, \vec{A}^+], \quad (6)$$

$$[\vec{n}_Q, \text{rot } \vec{A}^-] = [\vec{n}_Q, \text{rot } \vec{A}^+], \quad Q \in S_1, \quad S_W$$

та рівнянням тепlopровідності

$$\rho C \frac{\partial T}{\partial t} + \nabla(-k \nabla T) = Q, \quad (7)$$

де A — векторний магнітний потенціал; ρ — густина середовища; C — теплоємність; T — температура; k — тепlopровідність; $Q = \delta^2/\gamma$ — джерела теплоти.

Доповнюючи рівняння (7) початковими $T^{(0)} = 293$ К та граничними умовами

$$k^+ \frac{\partial T^+(Q, t)}{\partial n} = k^- \frac{\partial T^-(Q, t)}{\partial n}, \quad Q \in S, \quad (8)$$

де $\frac{\partial T^+(Q, t)}{\partial n}$, $\frac{\partial T^-(Q, t)}{\partial n}$ — граничні значення похідної по нормальні температури при наближенні точки Q до поверхні S відповідно з внутрішнього й зовнішнього боку; k^+ , k^- — значення тепlopровідності внутрішньої та зовнішньої областей.

Розв'язання задачі (2)–(8) реалізовано за допомогою програми COMSOL Multiphysics 3.5a і дає можливість встановити розподіл температури.

На рис. 9 наведено графіки залежності температури на межі електрод–пластина в центральній точці контакту залежно від часу при різних значеннях діаметра d контакту. Встановлено, що найбільших значень температура досягає на осі електрода через 270 – 300 мкс від початку імпульсу (приблизно в той же час, що і максимум сили струму, але з запізненням на 30 – 50 мкс). Абсолютне значення температури в місці контакту, звичайно, визначається значенням розрядного струму (на графіку зміна температури відповідає амплітуді струму 950 А) та площею контактної поверхні електрод–площина. Відомо, що в процесі проход-

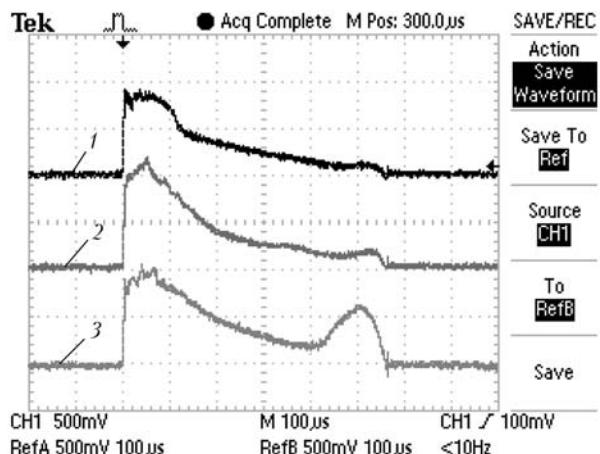


Рис. 7. Осцилограми напруги на kontaktі $U_k(t)$ при $U = 150$ (1), 160 (2), 180 В (3), $L = 3,26$ мкГн, $s = 0,5$ мм (масштаби: напруги — 500 мВ/под., часу — 100 мкс/под.)

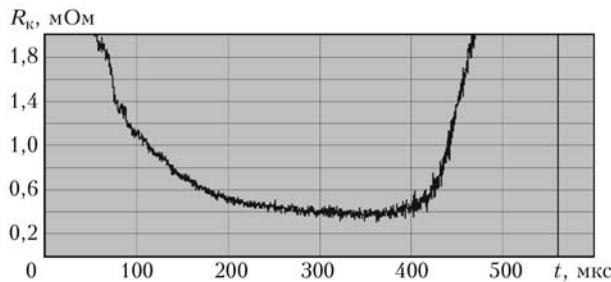


Рис. 8. Зміна опору контакту електрод–зразок $R_k(t)$ під час проходження імпульсу струму при $U = 180$ В, $L = 3,26$ мГн, $s = 0,5$ мм

ження імпульсу струму переріз, через який проходить струм, змінюється суттєво. Так, на початку розрядного процесу площа контакту відповідає діаметру 30 мкм, а після проходження струмового імпульсу діаметр лунки становить вже 0,6 мм, тобто площа контакту змінюється в 400 разів. Тому температура, яку приведено на рис. 9, не зовсім відповідає дійсному значенню, а лише позначає тенденцію, за якою температура в зоні контакту з великою вірогідністю може досягти значень, при яких відбудеться фазовий перехід тверде тіло–рідина. Розплавлення металу в зоні контакту відповідно до спекл-інтерферометричних досліджень є неприйнятним, тому необхідно розробити заходи щодо запобігання перегрівання зони контакту, зокрема такими можуть стати:

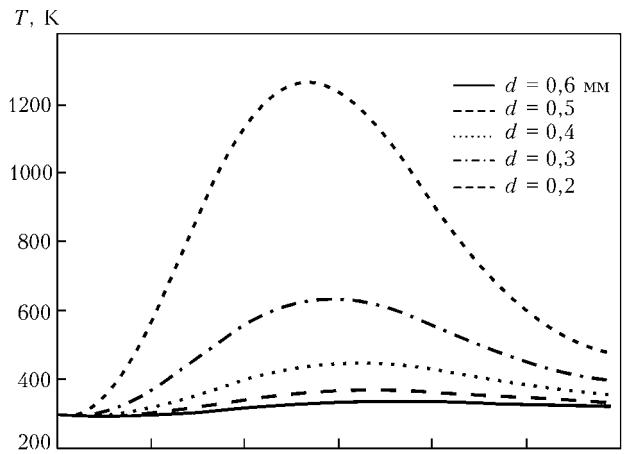
- оптимізація форми контактної частини електрода з тим, щоб збільшити площину початкового контакту;
- узгодження амплітуди імпульсу струму з локальним розвантаженням конструкційного матеріалу;
- оптимізація початкового тиску електрода на поверхню (під впливом початкового тиску поверхня дослідного зразка деформується і змінюється площа контакту).

Характери розподілу температури і густини струму для різних розмірів контактної зони не відрізняються один від одного, що цілком відповідає лінійній постановці задачі з фіксованими межами.

З огляду на наведені вище результати моделювання можна дійти висновку, що в зоні контакту електрода з поверхнею дослідженого зразка відбувається виділення тепла, яке здатне підвищити температуру впритул до температури фазових перетворень. Причому швидкість зростання температури сягає $4 \cdot 10^6$ К/с. Приблизно така ж швидкість зменшення температури внаслідок тепlopепередачі при великому градієнті температури.

Висновки

На підставі гіпотези про досягнення локальної реакції за умови спільної дії імпульсу струму та



динамічного тиску електрода на поверхню зразка проведено моделювання електродної системи для оптимізації силового впливу від дії котушки індуктивності, що входить до складу електродної системи.

В результаті проведеного моделювання запропоновано нове виконання електродної системи із зменшеною індуктивністю котушки. Конструкція електродної системи дозволяє коригувати значення зусилля без зміни її індуктивності.

Встановлено, що найбільш інформативним джерелом для встановлення якості й надійності контакту, а також віddзеркалювання нестационарних процесів у місці контакту є напруга на контакті електрод–зразок. Вона також віddзеркалює, як під час протікання імпульсу струму під впливом електродинамічного зусилля змінюється перехідний опір. На першій фазі розряду перехідний опір різко зменшується і залишається незмінним до моменту початку дії віddштовхуючої електродинамічної сили. Різке зниження контактного опору пов'язується зі збільшенням площи контакту. Формування контактної площинки відбувається за $t \approx 200$ мкс, що співпадає з розташуванням максимуму електродинамічного зусилля притискання. Контактна площа за час проходження імпульсу збільшується з 30 до 600 мкм.

Моделювання розподілу струму і джерел теплоти в дослідному зразку спільно з розв'язком рівнянь тепlopровідності дозволило встановити, що в області контакту електрода і зразка температура досягає максимуму на осі електрода через 250–300 мкс після початку імпульсу і спадає практично до початкового значення за час подвійної довжини імпульсу (~1,2 мс). Температура в зоні контакту може досягти температури плавлення матеріалу зразка.

ПРОЕКТ 7.8

Підвищення експлуатаційної надійності і довговічності комплексу «залізничні рейки–колеса–гальмівні колодки» за рахунок покращення механічних і триботехнічних властивостей рейкових і колісних сталей та колодкового чавуну нового покоління

УДК 669.14:672.1

НОВІ РЕЙКОВІ ТА КОЛІСНІ СТАЛІ І КОЛОДКОВИЙ ЧАВУН ДЛЯ ЗАЛІЗНИЧНОГО ТРАНСПОРТУ НЕДАЛЕКОГО МАЙБУТНЬОГО

Член-кореспонденти НАН України **В.П. ГАВРИЛЮК, Ю.З. БАБАСКІН, С.Я. ШИПІЦІН**, д-р техн. наук,
В.А. ЛОКТІОНОВ-РЕМІЗОВСЬКІЙ, канд. техн. наук. **В.П. КОРОЛЕНКО,**
В.Г. ІВАНЧЕНКО, Н.Я. ЗОЛОТАР, інженери
(Фізико-технологічний ін-т металів та сплавів НАН України)

Розроблено високоміцні рейкові та колісні перлітні сталі з дисперсійним зміщеннем нанорозмірними, некогерентними, внутрішньозерненими нітридами ванадію, які переважають стандартні на 100–150 МПа за міцністю, в 2 рази за циклічною тріщиностійкістю, майже у 2 рази за зносостійкістю при терти ковзанням та коченням, на 100 °C за тепlostійкістю та зниженою у 2 рази схильністю до утворення крихких поверхневих мартенситних шарів. Це прогнозує підвищення не менш ніж у 2 рази надійності й довговічності рейок та коліс, в тому числі при підвищених швидкостях руху і вантажопідйомності рухомого складу. В «Укрзалізницю» надано пропозиції щодо проведення дослідно-промислових випробувань сталей та чавуну.

Ключові слова: *рейкові та колісні сталі, дисперсійне нітридне зміщенння, чавун, гальмівна колодка, механічні та функціональні властивості, зношення*

Надійність і експлуатаційний ресурс залізничних рейок і коліс масового виробництва, що знаходяться в найбільш жорстких умовах експлуатації і головним чином визначають техніко-економічні показники ефективності роботи залізничного транспорту, вже не відповідають сучасним вимогам підвищених швидкостей руху і вантажопідйомності рухомого складу. Це відноситься як до України і країн СНД, так і країн далекого зарубіжжя.

Для масового виробництва рейок і коліс використовують переважно нелеговані й низьколеговані високо- і середньовуглецеві перлітні сталі. Зокрема, для рейок сталі з 0,71–0,82 %C, 0,75–1,05 % Mn, 0,2–0,8 % Si, 0,03–0,15 % V, 0–0,025 % Ti, до 0,6 % Cr (ГОСТ Р51685, Росія), а для коліс сталі типу 48ГФ і 60Г (ГОСТ 10791–89, Росія), LG61(60Г) (ТУ TZL-02-99), B1-B7 (40Г-80Г) Британського стандарту BS5892, ER6-ER9 (48Г-60Г) Європейського стандарту pr EN1326:2000; класу L, A, B, C (47Г-70Г) специфікацій М-107–84 і М-208–84 Американської асоціації залізничних шляхів.

У стальях цих класів підвищення статичної міцності за рахунок збільшення вмісту вуглецю супроводжується зниженням циклічної міцності, статичної й циклічної в'язкості руйнування, пластичності, контактної витривалості [1, 2], крім того,

вони мають недостатні втомлювану і термовтомлювану міцність, тепло- і хладостійкість, схильні до утворення аустенітних прошарків з подальшим $\gamma \rightarrow M$ перетворенням при локальному нагріванні поверхневих зон до температур вище A_{c1} і A_{c3} при ковзанні й буксуванні колеса.

Системні фундаментальні дослідження протягом кількох десятиліть у ФТІМС НАН України і накопичений досвід промислового застосування показали, що технологія мікролегування азотом і ванадієм є методом корінного підвищення всього комплексу фізико-механічних і експлуатаційних властивостей ливарних і деформованих вуглецевих, низьколегованих і легованих сталей різного функціонального призначення, в тому числі середньо- і високовуглецевих [3]. Авторами вперше встановлено, що необхідною умовою ефективної реалізації мікролегування азотом і ванадієм є не лише оптимізація процесу дисперсійного нітридного зміщенння, а й впливу азоту і нітридної фази на процеси кристалізації і пов'язані з нею розвиток первинної хімічної й структурної неоднорідності металу, розмір зерна аустеніту, термодинамічні й кінетичні параметри перлітного, бейнітного і мартенситного перетворень, морфологію карбідних фаз при розпаді пересиченого твердого розчину аустеніту і фериту, розвиток вторинної хімічної і структурної неоднорідності, в тому числі зернограничної. Найбільш важливою перевагою розроблених у ФТІМС НАН України сталей, що мікро-

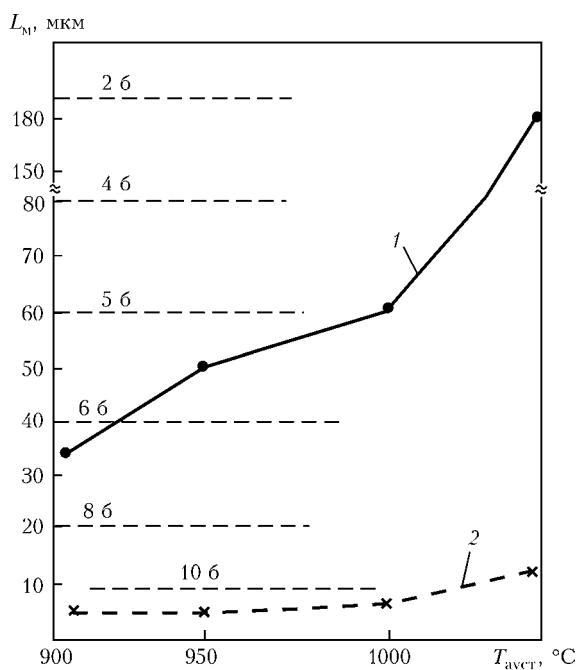


Рис. 1. Залежність температури аустенізації $T_{ауст}$ від розміру аустенітного зерна за довжиною голок мартенситу L_m та балу зерна за ГОСТ 5639-82 стандартної рейкової сталі (1) та з нітридами VN (2).

леговані азотом і ванадієм, є одночасне суттєве підвищення їх статичної і циклічної міцності, статичної і циклічної в'язкості руйнування, тепло-, термо- і зносостійкості, прогартованості, зварюваності, зниження чи повне усунення схильності до природного, деформаційного і теплового окрихчування.

Виконані за проектом дослідження показали, що цей результат досягається і на високовуглецевих рейкових і колісних стальях. Так, за рахунок диспергування аустенітного зерна (рис. 1), зменшення хімічної та структурної неоднорідності (рис. 2), додаткового дисперсійного зміцнення напорозмірними внутрішньозеренними частинками нітриду ванадію забезпечується суттєве підвищення міцності сталей без зменшення їх пластичності та в'язкості (табл. 1).

Важливо, що цей результат досягається при зменшенні на 0,07–0,10 % вмісту вуглецю в стальях. Дисперсійне нітридне зміцнення забезпечує підвищення майже на 100 °C тепlostійкості сталей

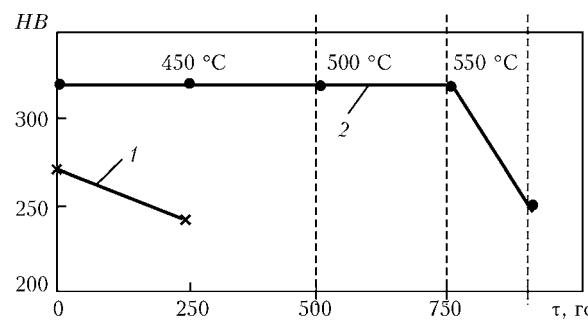


Рис. 3. Вплив температури та тривалості провокуючих відпусків на твердість стандартної колісної сталі (1) та з VN (2)

(рис. 3). Це в свою чергу є головною причиною підвищення не менш ніж у 2 рази зносостійкості сталей при сухому терти ковзанням. Так, при експерименті за схемою диск (контртіло) — палець (зразок) при швидкості переміщення зразка по контртілу 15 м/с і тиску 0,196 МПа втрата маси зразка на довжині шляху тертя 10 км для стандартної рейкової сталі становила 0,2493 г при її гартуванні на мартенсит та 0,0655 г при нормалізації на перліт. У той же час ці показники для сталі з VN були на рівні 0,0631 та 0,0358 г відповідно, тобто відносна зносостійкість у першому випадку сягала 3,95, а в другому — 1,83. При цьому не відзначається суттєвої зміни коефіцієнта тертя, що важливо за умов експлуатації комплексу рейка—колесо.

Циклічну тріщиностійкість сталей визначали за методикою та на обладнанні Фізико-механічного інституту ім. Г.В. Карпенка НАН України (д-р техн. наук, проф. О.П. Осташ). За експериментальними діаграмами циклічної тріщиностійкості визначали характеристики: ΔK_{th} — порогове значення розмаху коефіцієнта інтенсивності напружень (КІН), нижче якого тріщина не росте, та ΔK_{fc} — критичне значення розмаху КІН, вище якого тріщина втрачає стійкість і починає розвитися спонтанно, де КІН: $K_1 = f_1(P, a, Y)$, параметр, який враховує прикладене до зразка навантаження P , розміри тріщини a і геометрію тіла Y та описує поле напружень і деформації біля вершини тріщини нормального відриву.

Для нормалізованих колісних сталей одержано такі результати: стандартної: $\Delta K_{th} = 6,8 \text{ МПа}\cdot\text{м}^{0,5}$;

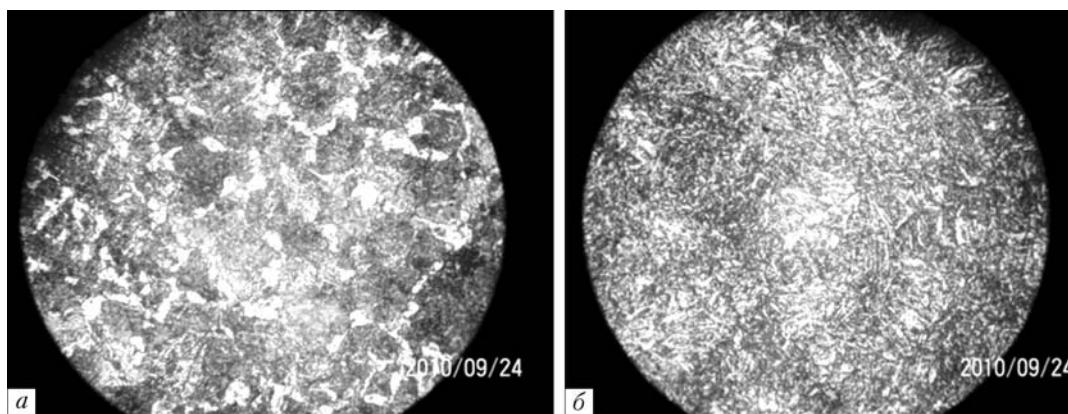


Рис. 2. Мікроструктури ($\times 1250$) колісних сталей: а — стандартна, нормалізована від 900 °C та відпущена при 450 °C; б — з нітридами VN, нормалізована від 1000 °C та відпущена при 625 °C

Таблиця 1. Механічні властивості рейкових та колісних сталей після нормалізації і відпуску

Сталь	Температура, °C		σ_b , МПа	σ_t , МПа	δ , %	ψ , %	KCU , Дж/см ²
	нормалізації	відпуску					
Рейкова стандартна	900	450	1082	816	20	11	43
Рейкова з VN	1000	600	1118	937	19	10	42
Колісна стандартна	860	450	980	820	20	49	25
Колісна з VN	1000	600	1080	950	20	49	30

Таблиця 2. Результати лабораторних випробувань пари тертя чавун–сталь

№ пари тертя	Хімічний склад, мас. %							HB	Зношення, г		
	C	Si	Mn	S	P	Ti	B		чавун	сталь	сума
1	3,6	1,08	0,35	0,09	0,31	—	—	208	0,1438	0,011	0,1548
2	2,6	2,92	0,84	0,06	2,14	0,22	0,0027	350	0,0251	0,0523	0,0774
3	2,4	2,90	0,64	0,08	2,57	0,26	0,0073	346	0,0248	0,010	0,0348

Примітка. Пара № 1 — стандартний чавун колодки–сталь колеса; № 2 — новий чавун–стандартна сталь; № 3 — новий чавун–азотованадієва сталь.

$\Delta K_{fc} = 60$ МПа·м^{0,5}; сталі з VN: $\Delta K_{th} = 10,5$ МПа·м^{0,5}; $\Delta K_{fc} = 115$ МПа·м^{0,5}. Тобто дисперсійне нітридне зміцнення майже у 2 рази підвищує характеристики циклічної тріщиностійкості сталі, які посередньо характеризують і її втомну витривалість, яка значною мірою визначає стійкість коліс до руйнування поверхні кочення.

Дослідження контактно-втомного пошкодження поверхні кочення проводили у Фізико-механічному інституті ім. Г.В. Карпенка НАН України на модельних зразках колеса (діаметр 40 мм, товщина 4 мм) та рейки (довжина 500 мм, ширина 4 мм, висота 16 мм) на спеціальному стенді конструкції інституту при навантаженні на колесо 250 кг і напружені в зоні контакту пари колесо–рейка 105 МПа. Ці дослідження дозволяють отримувати пошкодження поверхонь кочення модельних зразків аналогічні, спостережуваним на поверхні кочення реальних залізничних коліс.

Встановлено, що контактно-втомне пошкодження поверхні кочення модельного зразка у сталі з VN більш ніж у 2 рази менше, ніж у стандартній колісній сталі (рис. 4). Так, сумарна кількість ви-

щербин, що утворюються як через розшарування металу, так і шляхом пітингутворення, у сталі з VN сягає 15–20, а у стандартній колісній сталі — 33–44 мм⁻².

Встановлено також, що дисперсійне нітридне зміцнення майже у 2 рази зменшує схильність сталей до утворення крихких мартенситних поверхневих шарів при ненормативному локальному розігріванні металу вище температур A_{c1} і A_{c3} (юз, пробуксовка). При нагріванні зразків із швидкістю близько 40 °C/с (в розплаві алюмінієвого сплаву АК-12) до 800 °C та наступному гартуванні у воді ширина поверхневої мартенситної зони у стандартній колісній сталі склала 0,6, а у сталі з VN — 0,33 мм. Це пов’язано із підвищенням твердорозчинним азотом температур A_{c1} та A_{c3} та зниженням нітриданадієвою фазою, яка не розчинилася при короткочасному нагріванні, стійкості до $\gamma \rightarrow \alpha$ перетворення в перлітній області.

Головний недолік у застосуванні нових легованих марок чавунів гальмівних колодок — це збільшення зношення сталі вагонних коліс. Збільшення якості колісних сталей за рахунок азотованадієвого зміцнення — це важомий крок до зменшення зношування пари тертя вагонне колесо–гальмівна колодка. Ще один недолік, властивий чавунним гальмівним колодкам, який знижує їх коефіцієнт тертя і зносостійкість, — це викришування поверхневого шару чавуну під дією термоциклічного навантаження при гальмуваннях потягів. Це викришування становило від 10 до 15 % загальної площині контакту гальмівна колодка — колесо. Зменшення площині тертя призводить до збільшення зношування колодки і гальмівного шляху поїздів.

За розрахунками економія чавуну по «Укрзалізниці» може становити 135 тис. т, що у вартісному виразі дорівнює понад 681 млн грн. за раху-

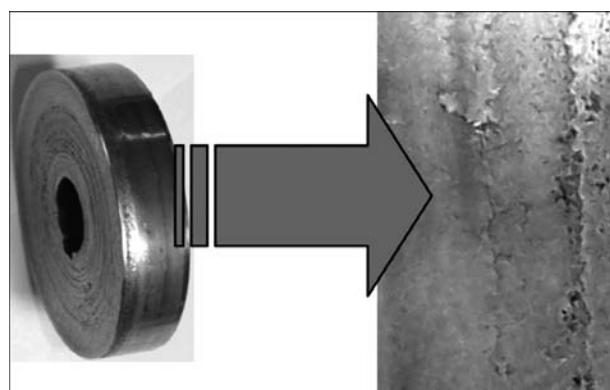


Рис. 4. Контактно-втомне пошкодження поверхні модельного колеса

нок збільшення зносостійкості пари тертя чавун гальмівної колодки і сталь вагонного колеса.

Мета роботи – зростання зносостійкості чавуну гальмівних колодок без збільшення зношення сталі вагонного колеса. Методика проведення експериментів полягає в тому, що нерухомий циліндричний зразок із чавуну гальмівної колодки терли по рухому контргілі зі швидкістю 1 м/с при тиску зразка чавуну на контргілі – 50 кг/см². За контргілі слугувала загартована сталь 5 із твердістю HRC 50, а також азотованадієва сталь [1]. Твердість чавуну визначали згідно з ГОСТ 9012–59.

Результати лабораторних випробувань дослідних нових чавунів у порівнянні з серійним чавуном для гальмівних колодок приведено в табл. 2.

На основі результатів досліджень розроблено технічні вимоги і технічні умови для рейкових та колісних сталей з нітридним зміцненням,крім того, технічні вимоги і технічні умови на чавун гальмівних колодок.

Висновки

1. Встановлено, що дисперсійне зміцнення нанорозмірними, некогерентними, внутрішньозереними нітридами ванадію забезпечує підвищення на 100–150 МПа статичної міцності рейкових і колісних перлітних високовуглецевих сталей без зменшення їхньої пластичності та в'язкості, підвищення до 2 разів циклічної тріщиностійкості, у 2–4 рази зносостійкості за умов тертя ковзання, підвищення на 100 °C тепlostійкості, зменшення у 2 рази схильності до утворення поверхневих крихких мартенситних шарів.

2. Результати досліджень показують безперечні актуальність і перспективність застосування рейкових та колісних сталей з нітридним зміцненням для підвищення у 2–3 рази надійності та експлуатаційного ресурсу рейок і коліс, у тому числі, для

умов підвищених швидкостей руху та вантажопідйомності рухомого складу.

3. Застосування зносостійких матеріалів у парі тертя гальмівна колодка–вагонне колесо підвищує зносостійкість пари більше ніж у 4 рази.

4. Одержані результати дають змогу переконати Міністерство інфраструктури України та Державну адміністрацію залізничного транспорту України («Укрзалізниця»), як головних державних замовників, та директивних відомств по залізничному транспорту в необхідності проведення дослідно-промислових робіт та подальшому освоєнню у виробництві сталей з нітридним зміцненням для залізничних рейок та коліс нового покоління.

Для цього ФТІМС НАН України підготував та направив до «Укрзалізниці» пропозиції щодо включення в програму «Створення високоміцної металопродукції для вантажних вагонів нового покоління з підвищеними експлуатаційними характеристиками» (лист № 87/454-6 від 20.10.2011 р.), а також проект програми за темою «Розробка та впровадження високоміцних сталей з нітридним зміцненням для залізничних коліс, осей, сортового, фасонного, листового прокату та відповідального вагонного літва, застосування яких забезпечить зменшення на 22–34 % загальної ваги вантажних вагонів, підвищення у 2–3 рази надійності та довговічності їх основних вузлів та деталей (візок, автозачіпний пристрій, колесо) та зменшення на 15–20 % загальних витрат на обслуговування, ремонт та оновлення вагонів» (лист № 87/562-6 від 05.12.2011 р.).

1. Влияние неоднородности структуры и неметаллических включений на вязкость разрушения колесной стали // М.Е. Гетманова, А.С. Гринщпон, А.В Сухов и др. // Сталь. – 2007. – № 9. – С. 96–99.
2. Втомна довговічність сталей залізничних коліс / О.П. Осташ, І.М. Андрейко, В.В. Кулік та ін. // Фізико-хімічна механіка матеріалів. – 2007. – № 3. – С. 93–102.
3. Бабаскин Ю.З., Шипицын С.Я., Кирчук И.Ф. Конструкционные и специальные стали с нитридной фазой. – Київ: Наук. думка, 2005. – 371 с.

ПРОЕКТ 7.9

Розробка технології та устаткування для зварювання на основі управління процесом переносу електродного металу з метою підвищення експлуатаційного ресурсу транспортних конструкцій

УДК 621.791.053.92

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ ИМПУЛЬСНЫХ АЛГОРИТМОВ РАБОТЫ МЕХАНИЗИРОВАННОГО ОБОРУДОВАНИЯ ДЛЯ РАСШИРЕНИЯ ВОЗМОЖНОСТЕЙ СВАРКИ В ЗАЩИТНЫХ ГАЗАХ

Академик НАН Украины **Л.М. ЛОБАНОВ, В.А. ЛЕБЕДЕВ, С.Ю. МАКСИМОВ**, доктора техн. наук
(Ин-т электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины)

Рассмотрены вопросы, связанные с повышение эффективности дуговой автоматической сварки в среде защитных газов. Показано, что применение импульсных алгоритмов управления параметрами позволяет оказывать существенное влияние на выполнение точечного соединения, стабилизирует его параметры, обеспечивает повторяемость результатов в формировании точки. Определено, что управляемая импульсная подача электродной проволоки является эффективным инструментом в импульсном воздействии на дуговой процесс и на основе ее применения разработан способ дуговой точечной сварки на вертикальной плоскости. Перспективность работы состоит в совместном управлении процессов сварки с использованием управляемых импульсных механизмов подачи и источника сварочного тока.

Ключевые слова: дуговая сварка, плавящийся электрод, импульсная подача, дуговая точечная сварка, модуляции режимов, формирование, повторяемость, стабилизация

В последнее время все более серьезное внимание уделяется технологическим процессам, обеспечивающим работоспособность машин и механизмов с минимально возможными затратами. При этом механизированная сварка в среде защитных газов позволяет решать многие проблемы в этом направлении благодаря чему получает все большее распространение. Поиск эффективных решений при совершенствовании процессов и оборудования для механизированной сварки с расширением возможностей этого вида приводит к необходимости использовать импульсные алгоритмы работы систем механизированного оборудования. Следует отметить, что такие алгоритмы позволяют реализовать управление переносом электродного металла и могут быть осуществлены на основе всех основных систем: питания сварочной дуги [1]; подачи электродной проволоки [2]; подачи защитной среды — в основном защитного газа [3]. Наиболее эффективными в этом направлении являются первые две системы, менее эффективна третья, так как более инерционная.

Рассмотрим укрупненно основные эффекты, которые можно ожидать от использования систем, работающих в управляемых (с регулированием параметров) импульсных режимах. Наиболее полно изучена в этом аспекте система питания сварочной

дуги, которая развивается уже несколько десятилетий и в последнее время, опираясь на современные разработки хорошо управляемых источников питания инверторного типа, достигла такой степени совершенства, что позволяет управлять в режиме реального времени каждой фазой формирования капли электродного металла. При этом разработанные до настоящего времени алгоритмы управления, в том числе и синергетические, позволяют создавать условия для оптимального переноса. Благодаря имеющимся вариантам импульсного (силового) управления переносом можно создавать современные образцы механизированного сварочного оборудования со следующими возможностями:

- стабилизацией сварочного процесса и связанного с ней снижения потерь электродного металла;
- качественного формирования сварного шва (без прожогов, подрезов и непроваров) при сварке металлоконструкций широкого диапазона толщин и форм с возможностью многократного воспроизведения размеров и состава шва, а также гарантированных механических характеристик;
- сварки трудносвариваемых металлов и их сплавов.

Многие фирмы за рубежом используют в своем серийном оборудовании (источники сварочного тока) различные алгоритмы импульсного управления, в том числе с обеспечением принудительного переноса электродного металла и теми, которые создают оптимальные условия переноса. Такие алгоритмы описаны в работе [4].

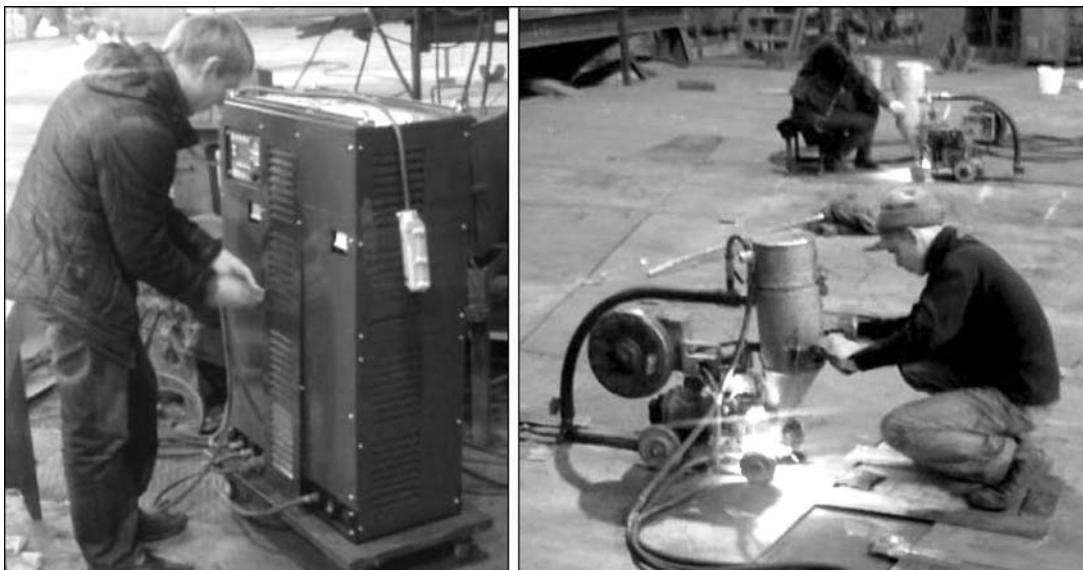


Рис. 1. Применение инверторного источника сварочного тока в промышленности при сварке полотнищ резервуаров сварочными тракторами

В ИЭС им. Е.О. Патона НАН Украины основное внимание уделялось теоретическим исследованиям и созданию оборудования для реализации различных способов принудительного переноса электродного металла, осуществляемого с помощью источников питания с традиционными преобразователями.

В работе [5] описан универсальный источник сварочного тока типа ЛЭТ, созданный в России с привлечением специалистов ИЭС им. Е.О. Патона. Он имеет блочно-модульную наращиваемую по мощности структуру, а также компьютеризованную систему управления и регулирования с возможностью конструирования любых характеристик источника и их визуализации и отслеживания, которая реализует практически любой, в том числе и импульсный алгоритм в различных вариантах, в том числе, может вести сварку с управляемым переносом электродного металла как принудительным, так и обеспечивающим оптимальные условия переноса. Источники такого типа с импульсными алгоритмами работы уже используются в производстве [6], а их внешний вид представлен на рис. 1.

Следует отметить, что ранее применение инверторных источников сварочного тока сдерживалось из-за их цены. В настоящее время эта проблема практически снята, в частности, благодаря использованию возможностей этого типа источников. Однако недостатком импульсных технологий сварки при обеспечении принудительного переноса электродного металла за счет системы питания дуги являются повышенные затраты электроэнергии.

Другой системой управления сварочным процессом за счет изменения параметров переноса электродного металла является система подачи электродной проволоки, которая изучена меньше, чем система питания дуги, однако судя по технической периодике и исследованиям, проведенным

в ИЭС им. Е.О. Патона, эффективна и менее энергозатратна.

Хотя и ранее системам подачи с импульсными алгоритмами работы уделялось внимание, однако только в последние годы теоретические разработки и новые конструктивные решения стали приводить к успешному решению задач по использованию импульсных механизмов как средства управления или стабилизации переноса электродного металла. Разработано много импульсных механизмов подачи различной сложности, но следует заметить, что большинство из них конструктивно существенно проще и менее затратны в изготовлении, чем традиционные механизмы. Однако многие конструкции механизмов для импульсной подачи имеют низкую надежность, не имеют приемлемых для эксплуатации систем управления параметрами импульсного движения, поэтому, несмотря на положительные эффекты, полученные при их применении, не нашли достаточно широкого распространения в промышленности. К их числу относятся так называемые безредукторные механизмы с электромагнитным приводом и приводом с электродвигателями и движителями на основе систем односторонних захватов. Спустя некоторое время появился ряд интересных конструкций с регулируемыми механизмами импульсной подачи с квазиволновыми преобразователями [2], применение которых в системах механизированного сварочного оборудования позволило выявить ряд важных особенностей сварочного процесса с импульсным характером движения электродной проволоки.

Появилась также новая конструкция механизма импульсной подачи электродной проволоки на основе компьютеризированного вентильного электродвигателя специальной разработки, способного генерировать с управляемыми характеристиками импульсы частотой до 60–70 Гц. Такой механизм малоинерционен, так как не имеет промежуточных

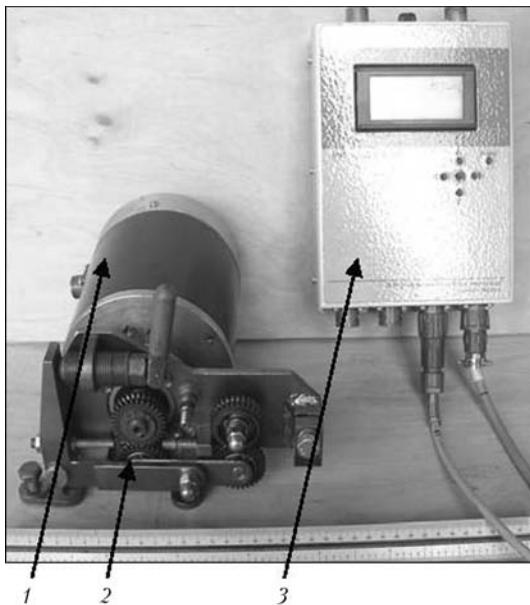


Рис. 2. Механизм импульсной подачи на основе вентильного электродвигателя: 1 — электродвигатель; 2 — механизм прижима; 3 — компьютер управления

механических преобразователей (подающий ролик установлен непосредственно на валу электродвигателя). Конструкция такого механизма представлена на рис. 2, а идеализированный полный алгоритм работы — на рис. 3. На рис. 4 приведены осциллограммы процесса сварки в углекислом газе электродной проволокой Св-08Г2С диаметром 1,2 мм при импульсной подаче без использования режима реверса. Рассматриваемый механизм, в отличие от ранее существовавших конструкций, допускающих лишь частичный реверс движения электродной проволоки, в полном объеме позволяет управлять циклом формирования импульса подачи с возможностью получать достаточно большие значения ускорений, которые в основном и определяют возможности системы подачи воздействовать на перенос.

Очевидно, что рассмотренные выше системы импульсного воздействия на сварочный процесс могут оказывать прямое воздействие на каплю переносимого электродного металла и могут быть применены практически для всех способов механизированной сварки, в том числе и с примене-

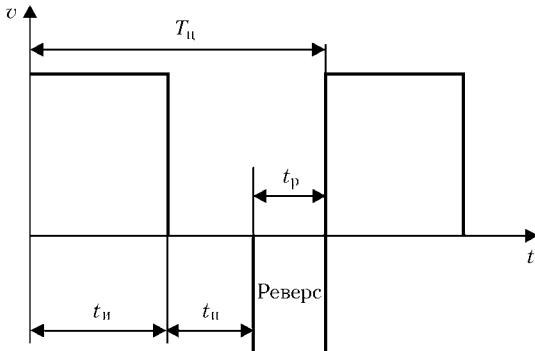


Рис. 3. «Идеальная» циклограмма импульсной подачи: v — скорость подачи; t_p , t_u , t_n — времена действия реверса, импульса и пауз соответственно; T_u — время цикла импульсной подачи

нием порошковых электродных проволок, которые получают все большее распространение.

Система подачи защитного газа, естественно, используется только при реализации процесса сварки, требующего наличия активного или инертного газов. При этом в последнее время все большее внимание уделяется этой системе для ее использования в качестве импульсного воздействия на процесс [3]. Несмотря на значительную инерционность системы даже при размещении отсекателей газа непосредственно вблизи места сварки, можно отметить те положительные эффекты, которые можно получить при импульсном управлении подачей защитного газа. К их числу следует отнести некоторые элементы управления переносом электродного металла при изменении скорости истечения защитного газа, влияние на форму сварного соединения, снижение зоны термического влияния и др. Следует отметить, что достижение этих эффектов за счет изменения параметров подачи защитного газа весьма трудная задача, так как в настоящее время нам неизвестны технические средства для эффективного управления в системе подачи газа. Очевидно, что по этой причине отсутствует механизированное сварочное оборудование с импульсным управлением в системе подачи защитного газа.

Имеются сообщения, проанализированные в работе [7], о возможности применения комбинированных импульсных воздействий при управлении переносом электродного металла и формировании сварного соединения. В последнее время рассматриваются особенности одновременного использования импульсных алгоритмов управления источником сварочного тока и механизмом подачи электродной проволоки. Очевидно, что в этом направлении основной задачей является синхронизация импульсов от различных генераторов в системах, имеющих разные, а в некоторых случаях изменяющиеся значения инерционности.

Для анализа и определения практических возможностей от действия управляемых импульсных систем механизированного оборудования для свар-

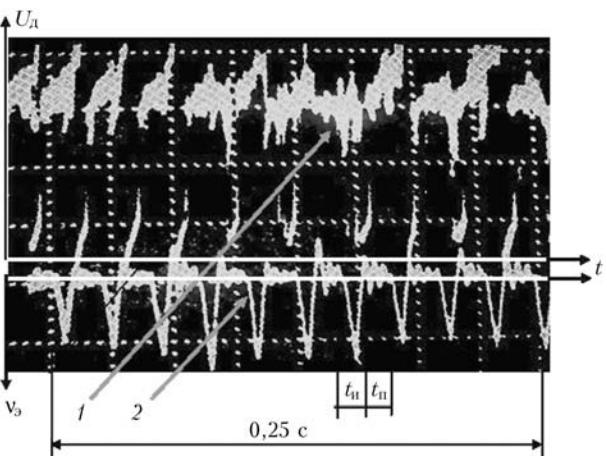


Рис. 4. Осциллограммы процесса сварки с частотой импульсной подачи 40 Гц и скважностью 2: 1 — напряжение на дуге U_d ; 2 — скорость электрода

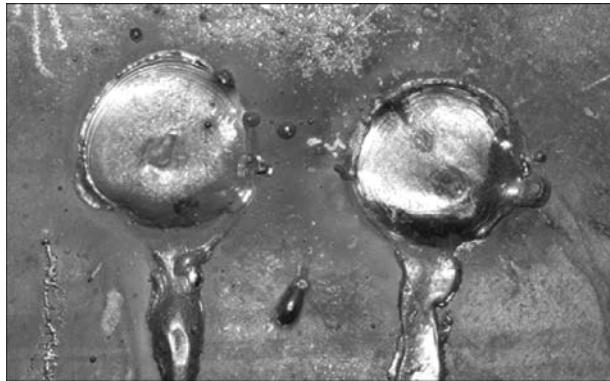


Рис. 5. Дуговая точечная сварка на вертикальной плоскости со стеканием расплавленного металла и неодинаковым формированием точечного соединения

ки была поставлена задача соединения дуговой точечной сваркой стальных листов различных толщин, выполняемая на вертикальной плоскости. Задача достаточно сложная, если учесть, что обычно для этой технологии при соединении листов различных толщин требуется выполнение достаточно большого количества дуговых точек одинаковых по размерам, провару, т. е. необходима их повторяемость без прожогов и протеков расплавленного металла, с высокими механическими свойствами. Проблемными являются разновеликие зазоры между свариваемыми листами, компенсировать которые достаточно сложно. При этом одной из основных задач является снижение трудозатрат в части выполнения подготовительных (сверление отверстий) и последующих (зачистка потеков) операций. В числе основных также остается выполнение условий энерго- и ресурсосбережения. Разработка такой технологии и соответствующего комплекта оборудования найдет применение в транспортном машиностроении (вагоны, специальные автомобили и др.).

Существующие технологии дуговой сварки с подбором режимов ведения процесса (ток и напряжение дуги, времена проплавления присоединяемого листа и постановки точки), электродных материалов и защитных газов, в том числе и их смесей, не дают технологически оптимального результата как по механическим свойствам, так и по повторяемости и товарному виду. На рис. 5 показан результат выполнения дуговой точечной сварки по стандартной технологии с обусловленными временами выполнения цикла в разных фазах. Такой неконтролируемый результат является следствием разброса тепловложений в процессе сварки и недопустим при реализации в промышленности.

Учитывая возможности процессов и оборудования с управляемыми импульсными режимами работы целесообразно их применение в рассматриваемой технологии механизированной дуговой точечной сварки на вертикальной плоскости, что возможно при выполнении комплекса исследований с использованием узлов и систем с регулируемыми в широких пределах импульсными алгоритмами работы. На рис. 6 представлен стенд с ме-

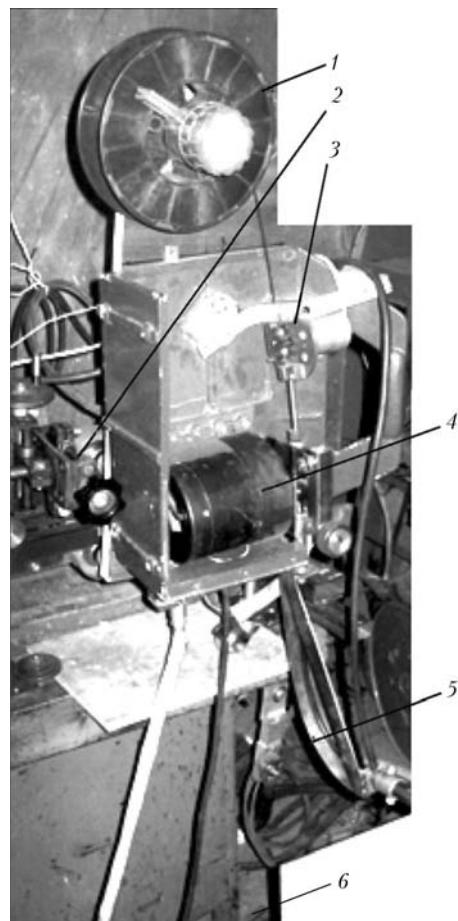


Рис. 6. Стенд для механизированной дуговой точечной сварки на вертикальной плоскости с импульсной подачей электродной проволоки: 1 — кассета с электродной проволокой; 2 — механизм перемещения горелки; 3 — датчик скорости подачи проволоки; 4 — механизм подачи проволоки; 5 — горелка для сварки на вертикальной плоскости; 6 — изделие

анизированной подачей электродной проволоки и координатными перемещениями, на котором отрабатывали и выбирали импульсные режимы сварки, а также узлы оборудования, которые могли быть эффективно использованы в реальном производстве. Стенд укомплектован системой питания, управления и регулирования (рис. 7). Основное назначение системы — организация выполнения цикла сварки. Такая система позволяет устанавливать скорость подачи в импульсе, в 2–4 раза превышающую ее интегральное значение, а шаг подачи с дискретностью 0,5 мм. Дополнительно введен режим, позволяющий вести сварку в конвенциональном режиме и сравнивать полученные результаты. Механизм подачи безредукторный и выполнен на основе вентильного электродвигателя специальной разработки, рассмотренный подробно в работе [8]. Система содержит коммутатор сварочной цепи, что обеспечивает возможность работы стендса с источником сварочного тока любой конструкции для получения экспериментальных данных.

Исследования процесса механизированной дуговой точечной сварки в среде углекислого газа с применением импульсной подачи электродной проволоки Св-08Г2С диаметром 1,2 мм при realiza-



Рис. 7. Система питания и управления стенда для механизированной дуговой точечной сварки: 1 — компьютер управления параметрами вентильного электродвигателя; 2 — вентильный электродвигатель; 3, 4 — разъемы связи с источником сварочного тока и электродвигателя соответственно

ции эффективных параметров процесса и импульсов позволили выявить следующие основные особенности процесса, связанные, в том числе и с программируемыми изменениями в цикле постановки точки [9]:

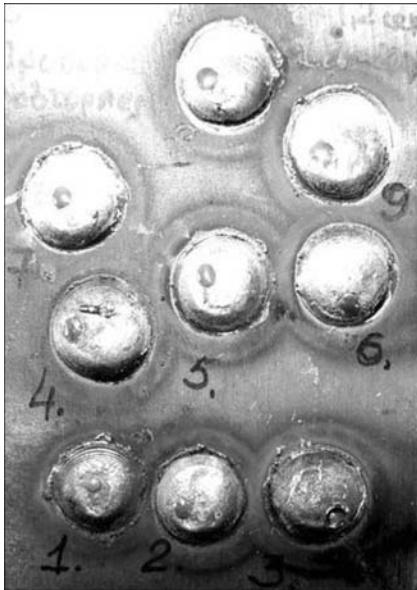


Рис. 8. Ряд точек, полученных с использованием импульсной подачи электродной проволоки частотой 40 Гц

- регулярные и быстрые акты возбуждения дуги при ее прерывании в цикле;
- отсутствие потоков металла;
- высокие механические свойства, проверенные различными методиками испытаний (разрушающее усилие на срез для толщины соединяемых образцов $1,0 + 4,0$ мм составляло 14600–16000 Н, на отрыв 12450–14700 Н);
- формирование точек практически одинаковой формы с товарным видом, не требующим дополнительных механических операций по зачистке и исправлению (рис. 8);
- практически одинаковое проплавление основного листа, определяемое по набору макрошлифов, обеспечивающее надежное соединение конструкции (рис. 9);
- качество соединения, которое не зависит от квалификации и состояния оператора-сварщика;
- существенное снижение затрат электроэнергии, фиксируемое специально разработанным устройством [10].

Полученные результаты обусловлены четким дозированием количества электродного металла, переносимого в ванну, а следовательно, и регулируемым тепловоложением.

Следует особо отметить, что работы с компьютеризированным сварочным оборудованием, в частности на этапе освоения технологии и выбора режимов, требуют достаточно высокой квалификации исследователя. Выбранные эффективные режимы и алгоритмы работы механизированного оборудования для выполнения дугового точечного соединения являются основой для разработки соответствующей технологической инструкции. При этом управление режимами работы механизированного оборудования существенно упрощается.

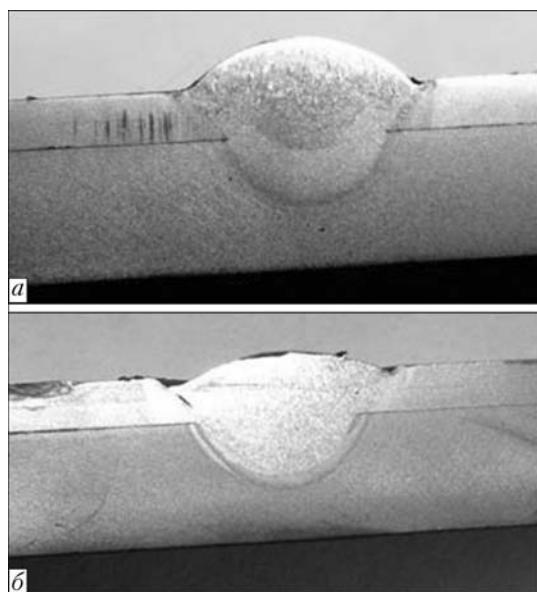


Рис. 9. Поперечный макрошлиф точки сварного соединения листов $2,5 + 7,0$ мм с использованием импульсной подачи электродной проволоки: *a* — частота 60 Гц; скважность 2; *б* — частота — 40 Гц, скважность — 2

В процессе исследования были выполнены работы по оценке эффективности влияния модулированных режимов работы источника сварочного тока вместе с импульсной подачей на характеристики дугового точечного соединения. Отмечено, что при сварке больших толщин листовых конструкций модуляция снижает вероятность появления прожогов и протеков металла, т.е. это дальнейшее и более глубокое регулирование тепловложений в свариваемую конструкцию. Очевидно, что такая комбинация режимов работы также может найти эффективное применение при практическом внедрении оборудования и технологии с целью расширения их возможностей.

Дальнейшей перспективной работой в данном направлении является применение еще одного вида комбинированного воздействия — синхронизированного управляемого воздействия на процесс переноса электродного металла при дуговой точечной сварке импульсных механизмов подачи и источника сварочного тока.

Выходы

- Импульсная подача электродной проволоки с регулируемыми параметрами при сварке сталей в среде углекислого газа точками нахлесточных соединений на вертикали оказывает эффективное влияние на стабилизацию процесса, формирование сварного соединения, его повторяемость, позволяя существенно улучшить эти характеристики процесса при оптимальных параметрах импульсной подачи.

- Дальнейшим усовершенствованием технологии дуговой точечной сварки будет использование

комбинированных импульсных и модулированных режимов работы систем механизированного оборудования.

- Сараев Ю.Н. Управление переносом электродного металла при дуговой сварке с короткими замыканиями дугового промежутка // Автомат. сварка. — 1988. — № 12. — С. 16–23.
- Эволюция систем импульсной подачи проволоки для сварки и наплавки / Б.Е. Патон, В.А. Лебедев, В.Г. Пичак, С.Ю. Полосков // Сварка и диагностика. — 2009. — № 3. — С. 46–51.
- Тарасов Н.М., Тулин В.М. Управление переносом электродного металла кратковременным повышением скорости истечения защитного газа // Свароч. пр-во. — 1982. — № 8. — С. 23–25.
- Лебедев В.А. Тенденции развития механизированной сварки с управляемым переносом электродного металла (Обзор) // Автомат. сварка. — 2010. — № 10. — С. 46–53.
- Универсальный источник питания для дуговой сварки и плазменной резки / А.В. Владимиров, В.А. Хабузов, В.А. Лебедев и др. // Там же. — 2011. — № 1. — С. 41–46.
- Лебедев В.А., Владимиров А.В., Хабузов В.А. Импульсная механизированная сварка под флюсом // Тяж. машиностроение. — 2012. — № 1. — С. 5–8.
- Патон Б.Е., Лебедев В.А., Микитин Я.И. Способ комбинированного управления процессом переноса электродного металла при механизированной дуговой сварке // Свароч. пр-во. — 2006. — № 8. — С. 27–32.
- Лебедев В.А., Рымша В.В., Радимов И.Н. Современные вентильные электроприводы в системах механизированного сварочного оборудования // Електромашинобудування та електрообладнання. — 2009. — Вип. 74. — С. 22–24.
- Механизированная дуговая точечная сварка с применением импульсной подачи электродной проволоки / Л.М. Лобанов, В.А. Лебедев, А.Н. Тимошенко и др. // Технология машиностроения. — 2012. — № 2. — С. 35–38.
- Lebedev V.A., Maksimov S.Yu. Reduction in power consumption and weld quality control in welding using a controllable pulsed feed of electrode wire // Intern. congress on advances in welding science and technology for construction, energy and transportation systems (AWST-2011) 24–25 Oct., 2011, Antalya, Turkey. — 2011. — P. 371–373.

ПРОЕКТ 7.10

Розробка технологій зварювання атмосферостійкого прокату класів міцності С 355-500 МПа, що забезпечують підвищення експлуатаційного ресурсу мостів

УДК 621.791:69

РАЗРАБОТКА ТЕХНОЛОГІЙ СВАРКИ АТМОСФЕРОСТОЙКОГО ПРОКАТА КЛАССОВ ПРОЧНОСТИ С355-500 МПа, ОБЕСПЕЧИВАЮЩИХ ПОВЫШЕНИЕ РЕСУРСА ЭКСПЛУАТАЦІИ МОСТОВ

А.Г. СИНЕОК¹, А.М. ГЕРАСИМЕНКО¹, В.Д. РЯБОКОНЬ¹, К.В. РЯБЦЕВ¹, инженеры,

А.А. ГОЦУЛЯК², канд. техн. наук

(¹Ин-т електросварки им. Е.О. Патона НАН України,

²ІСД Хута Ченстохова, Польща)

Представлены результаты исследования служебных характеристик и свариваемости атмосферостойкой стали марки 06Г2БДП ТУ У 27.1-05416923-078:2006 класса прочности 355-500 МПа. Рассмотрены вопросы технологии сварки применительно к строительству металлоконструкций мостов.

Ключевые слова: строительные металлоконструкции, высокопрочная экономнолегированная сталь, стойкость против атмосферной коррозии, служебные свойства, характеристики прочности и пластичности, хладостойкость, свариваемость, технологии сварки, эксплуатационный ресурс конструкций

Высокопрочные стали с оптимальными эксплуатационными характеристиками (высокая прочность и вязкость в сочетании с хорошей свариваемостью, стойкость против атмосферной коррозии) являются основой технического прогресса в мостостроении, позволяют повышать надежность и эксплуатационный ресурс конструкций, удовлетворяют концепции минимальных затрат за срок эксплуатации в инфраструктуре.

Как свидетельствуют результаты обследования состояния металлоконструкций мостов со сталежелезобетонной проезжей частью, стальными главными и поперечными балками, основным видом повреждений является уменьшение сечения поясов и стенок балок вследствие коррозии, существенно снижающей несущую способность и эксплуатационную пригодность. Сочетание конструктивных и технологических причин в совокупности с применением в мостах более ранней постройки обычных строительных сталей усиливает и ускоряет процессы коррозии в конструкции [1].

Коррозионной стойкости низколегированных сталей в атмосферных условиях посвящено большое количество публикаций. Исследованы кинетика атмосферной коррозии, влияние химического состава на коррозионную стойкость низколегированных сталей, выполнена оптимизация состава низколегированных сталей для мостостроения по

показателю стойкости против атмосферной коррозии [2].

Атмосферостойкие низколегированные стали содержат элементы, которые при воздействии обычной атмосферы образуют на поверхности пленку продуктов коррозии, характеризующиеся защитными свойствами. Стали такого типа разработаны в США и первоначально использовались в кузовах железнодорожных вагонов. В 1960-х гг. их начали применять в других конструкциях, таких как стальные и сталежелезобетонные мосты [3].

Влияние химического состава на скорость атмосферной коррозии рассматривали во многих работах. Установлено, что повышенное содержание меди, фосфора, хрома, а также никеля и молибдена усиливает стойкость стали против атмосферной коррозии [4].

Масштабы применения атмосферостойких сталей в конструкциях мостов в различных странах разные. В Германии и Франции такие мосты являются редкостью, тогда как в Италии и Великобритании их количество самое большое. В США и Японии около 50 % металлических и комбинированных мостов выполнены из атмосферостойких сталей. В табл. 1 приведен химический состав зарубежных и отечественных атмосферостойких сталей, применяемых для строительных металлоконструкций и мостов.

На протяжении последних шести лет в строительство ответственных сварных конструкций внедрены и успешно применяются стали 06ГБ(Д), 06Г2Б(Д) С 355–490, которые являются экономнолегированными повышенных прочности и хладо-

Таблица 1. Химический состав сталей для строительных металлоконструкций и мостов

Марка стали	Стандарт	Массовая доля элементов, %				
		C	Mn	Si	P	S
10ХНДП	ГОСТ 19289–89	<0,12	0,30–0,60	0,17–0,37	0,07–0,12	<0,04
SPA-H (Кортен-А)	JISG3125	<0,12	0,20–0,50	0,25–0,75	0,07–0,15	<0,04
15ХСНД	ГОСТ 6713–91	0,12–0,18	0,40–0,70	0,40–0,70	<0,035	<0,035
10ХСНД	ГОСТ 6713–91	<0,12	0,50–0,80	0,80–1,10	<0,035	<0,035
Кортен-В (A-588)	ASTM	0,10–0,19	0,90–1,25	0,15–0,30	<0,04	<0,05
SMA 58	JISG3114	<0,19	<1,40	<0,75	<0,04	<0,04
SMA490W-mod	–	≤0,18	≤1,40	0,15–0,65	≤0,035	≤0,035
HPS-70W (США)	–	≤0,11	1,15–1,30	0,35–0,45	≤0,020	≤0,006
14ХГНДЦ	ТУ 14-1-4519-88	0,11–0,16	0,70–1,00	0,20–0,40	<0,020	<0,015
06ГБД C355 C390	ТУ У 27.1-05416923-085:2006	0,04–0,08 0,05–0,08	0,90–1,20 1,10–1,40	0,15–0,35 0,25–0,50	≤0,025 ≤0,025	≤0,010 ≤0,010
06Г2БД C440 C490	ТУ У 27.1-05416923-085:2006	0,04–0,08 0,05–0,09	1,30–1,60 1,50–1,70	0,25–0,50 0,25–0,50	≤0,025 ≤0,025	≤0,010 ≤0,010

Окончание табл. 1

Марка стали	Стандарт	Массовая доля элементов, %			Прочие
		Cu	Cr	Ni	
10ХНДП	ГОСТ 19289–89	0,30–0,50	0,50–0,80	0,30–0,60	Al = 0,08–0,15
SPA-H (Кортен-А)	JISG3125	0,25–0,60	0,30–1,25	<0,65	–
15ХСНД	ГОСТ 6713–91	0,20–0,60	0,60–0,90	0,30–0,60	–
10ХСНД	ГОСТ 6713–91	0,40–0,60	0,60–0,90	0,50–0,80	–
Кортен-В (A-588)	ASTM	0,25–0,40	0,40–0,65	–	V = 0,02–0,10
SMA 58	JISG3114	0,20–0,70	0,30–1,20	–	–
SMA490W-mod	–	0,30–0,50	≤0,08	2,50–3,50	–
HPS-70W (США)	–	0,28–0,38	0,50–0,60	0,28–0,80	Mo = 0,04–0,08; V = 0,05–0,07; Al = 0,01–0,04
14ХГНДЦ	ТУ 14-1-4519-88	0,40–0,60	0,80–1,10	0,50–0,80	Zr = 0,005–0,010
06ГБД C355 C390	ТУ У 27.1-05416923-085:2006	0,15–0,30 0,15–0,30	≤0,20 ≤0,20	≤0,35 ≤0,35	Al = 0,02–0,05; N < 0,012; Mo = 0,05–0,08; Ti < 0,020; Nb = 0,010–0,030
06Г2БД C440 C490	ТУ У 27.1-05416923-085:2006	0,15–0,30 0,15–0,30	≤0,20 ≤0,20	≤0,35 ≤0,35	Al = 0,02–0,05; N < 0,012; Mo = 0,10–0,12; Ti < 0,020; Nb = 0,030–0,050

стойкости и выгодно отличаются от обычно применяемых в отечественных металлоконструкциях. Стали 06ГБ(Д), 06Г2Б(Д) – современный конструкционный материал на основе С–Мn с использованием механизма карбонитридного упрочнения. Стали такого класса весьма экономичны, отличаются сбалансированными механическими и технологическими свойствами [5, 6].

Их применяли при строительстве ответственных объектов, таких как доменные печи на Криворожском комбинате и «Азовстали», резервуары

для хранения нефти в Бродах вместимостью 75000 и в Мозыре 50000 м³, мост через вход в Гавань Подольского мостового перехода. Для изготовления и монтажа данных металлоконструкций в ИЭС им. Е.О. Патона разработаны технологии сварки.

С учетом заинтересованности мостостроителей в применении для пролетных строений мостов атмосферостойкого проката на базе сталей 06ГБ(Д), 06Г2Б(Д) создана сталь повышенной стойкости против коррозии. Изучен процесс отработки опти-

Таблица 2. Химический состав стали 06Г2БДП по ТУ У 27.1-05416923-078:2006

Класс прочности, МПа	C	Si	Mn	Nb	Mo	Al	Массовая доля элементов, %			
							Ti	Cr	Ni	S
							не более			
355	0,04–0,08	0,15–0,35	0,90–1,20	0,010–0,030	0,02–0,05	0,02–0,05	0,020	0,30	0,30	0,012
390	0,04–0,08	0,15–0,35	1,10–1,40	0,010–0,030	0,02–0,05	0,02–0,05	0,020	0,30	0,30	0,012
440	0,05–0,08	0,15–0,35	1,30–1,60	0,030–0,050	0,05–0,08	0,02–0,05	0,020	0,25	0,30	0,010
460	0,06–0,09	0,15–0,40	1,40–1,65	0,030–0,050	0,06–0,10	0,02–0,05	0,025	0,25	0,40	0,008
500	0,08–0,12	0,15–0,50	1,50–1,75	0,040–0,060	0,10–0,20	0,02–0,05	0,030	0,25	0,50	0,006

Примечание. Содержание меди и фосфора следующие: 1-я категория – 0,15–0,30 и 0,020–0,035 %; 2-я категория – 0,30–0,45 и 0,030–0,050 %; 3-я категория – 0,40–0,60 и 0,040–0,060 %.

мального химического состава новой стали марки 06Г2БДП (табл. 2), разработаны и утверждены технические условия ТУ У 27.1-05416923-078:2006 «Прокат листовой из коррозионностойкой стали классов прочности 355–500 МПа для мостостроения».

Сталь содержит 0,04–0,12 % углерода в зависимости от класса прочности, 0,90–1,75 % марганца, не более 0,012 % серы, введены микродобавки ниобия, ванадия и молибдена. Для повышения коррозионной стойкости в стали увеличены массовые доли меди и фосфора. Фосфор повышает временное сопротивление σ_b и предел текучести σ_t , а также атмосферную коррозионную стойкость, особенно в контакте с медью, однако деформационные свойства стали при этом ухудшаются. Фосфор вызывает хладноломкость, поэтому его содержание в стали ограничено до 0,05 %. Предусмотрено изготовление проката трех категорий стойкости против атмосферной коррозии в зависимости от содержания меди и фосфора. Углеродный эквивалент гарантировается не выше 0,43 %. Сочетание высоких значений прочности и ударной вязкости стали 06Г2БДП получено с помощью модифицирующей обработки и термоулучшения практически на одном химическом составе. Это значительно расширяет возможности проектирования металлоконструкций [7].

На Мариупольском ОАО «Меткомбинат «Азовсталь» выплавлена опытно-промышленная партия проката с содержанием меди 0,20 % и фосфора 0,019 %, что соответствует 1-й категории атмосферостойкости.

В ИЭС им. Е.О. Патона исследовали служебные характеристики свариваемости, а также коррозионную стойкость опытно-промышленной плавки стали 06Г2БДП толщиной 40 мм класса прочности С390. Данный прокат отличается высокими значениями прочностных пластических свойств, практически одинаковыми в продольном, поперечном направлениях и по толщине (табл. 3). Ударная вязкость при температуре испытания минус 40 °C на образцах с острым надрезом типа Шарпи в поперечном направлении проката соответствует 196, 261, 209 Дж/см². Относительное сужение в

направлении толщины ψ_z составляет 81, 79, 79 %, что определяет высокую сопротивляемость проката против образования слоистых трещин.

Структура стали 06Г2БДП толщиной 40 мм – мелкозернистая, однородная, без следов текстуры проката, состоящая из дисперсионно-упрочненного феррита и отпущеного бейнита. Размер зерна соответствует баллу 11 по шкале ГОСТ 5639–82.

В соответствии с ГОСТ 9.911-89, ГОСТ 9.908-85 в лабораторных условиях ИЭС им. Е.О. Патона были выполнены сравнительные исследования коррозионной стойкости новой стали и проката 10ХСНД, широко используемого в мостостроении.

Стандарт ГОСТ 9.911-89 регламентирует метод сравнительных ускоренных коррозионных испытаний низколегированных сталей, применяемых без защиты от атмосферной коррозии. Метод может быть использован для получения сравнительных данных относительно коррозионной стойкости углеродистых и низколегированных сталей, которые применяются с защитными покрытиями. Суть метода состоит в ускорении коррозионного процесса образования защитных слоев продуктов коррозии на поверхности стали, что достигается путем повышения относительной влажности воздуха и температуры при действии сернистого газа, периодической конденсации влаги, а также чередования смачивания поверхности электролитом и последующего ее высыпивания.

Образцы исследуемой стали (не менее 3 шт.) сравниваются с образцами стали эталона. В данном исследовании для сравнения коррозионной стойкости использовали образцы из сталей 10ХСНД и 06Г2БДП размерами 100,0×50,0×1,5 мм

Испытания проводились циклически с периодическим изменением первой и второй стадии цикла. Длительность одного цикла составляла 168 ч. Общая длительность испытаний – 7 циклов (1176 ч). Первую стадию цикла выполняли в атмосфере SO₂ при температуре 40 °C в течение 7 ч, затем при температуре 20 °C в течение 64 ч. Вторую стадию цикла проводили при периодическом погружении образцов в раствор 5·10⁻⁶ моль/л серной кислоты в течение 97 ч (10 мин в растворе и 50 мин на воздухе, в том числе в потоке воздуха

Таблица 3. Служебные характеристики и хладостойкость проката 06Г2БДП С 390

№ плавки, толщина, категория	Расположение образца	σ_b , МПа	σ_t , МПа	δ_5 , %	ψ , %
0630, 40 мм, 1-я категория	Вдоль	<u>520, 517, 513</u> 518	<u>384, 388, 374</u> 382	<u>34, 35, 36</u> 35	<u>84, 84, 84</u> 84
	Поперек	<u>523, 527, 520</u> 523	<u>385, 380, 391</u> 385	<u>34, 35, 34</u> 34	<u>84, 84, 84</u> 84
	По толщине	<u>524, 517, 517</u> 520	<u>391, 391, 391</u> 391	<u>29, 30, 29</u> 29	<u>81, 78, 78</u> 79
Опытная плавка, 12 мм, 2-я категория	Поперек	<u>639, 645, 666</u> 650	<u>534, 529, 555</u> 539	<u>27, 26, 25</u> 26	<u>75, 75, 72</u> 74
ТУ У 27.1-05416923-078:2006, класс прочности С390		490	390	22	35 ψ_{Z-25}

Окончание табл. 3

№ плавки, толщина, категория	Расположение образца	Ударная вязкость, Дж/см ² , при температуре, °С				σ_f , σ_b	HV, KCU, KCV		
		KCU		KCV					
		+20	-40	+20	-40				
0630, 40 мм, 1-я категория	Вдоль	346, 347, 346	340, 341, 344	350, 347, 347	338, 342, 340	0,74	156, 156, 159		
	Поперек	297, 321, 282	271, 328, 312	239, 271, 243	196, 261, 209	0,74			
	По толщине	—	—	—	—	0,75			
Опытная плавка, 12 мм, 2-я категория	Поперек	После старения 238, 274, 279	—	327, 337, 343	232, 230, 298	0,82	180, 178, 178		
ТУ У 27.1-05416923-078:2006, класс прочности С390		—	—	68	49	—	—		

при температуре 60 ± 10 °С) на установке «коррозионное колесо».

Показатели коррозии и коррозионной стойкости определяли по ГОСТ 9.908-85. Основным показателем сплошной коррозии принимали уменьшение массы на единицу площади образцов и скорость потери массы образцов. На рис. 1 показан результат сравнительных исследований скорости коррозии сталей 06Г2БДП и 10ХСНД. Коррозионная стойкость стали 06Г2БДП выше, чем у стали 10ХСНД, что отчетливо прослеживается на первых циклах исследований.

С целью исследования служебных характеристик свариваемости и стойкости против коррозии проката 06Г2БДП 2-й категории атмосферостойкости изготовлена опытная лабораторная плавка (0,38 % меди, 0,043 % фосфора) способом электрошликового переплава из стали марки 06ГБ, на базе которой разработана сталь 06Г2БДП, с последующими прокаткой на толщину 12 мм и термической обработкой (закалка + отпуск) в условиях ИЭС им. Е.О. Патона.

Опытная плавка стали 06Г2БДП 2-й категории атмосферостойкости имеет высокие показатели прочности и пластичности, ударной вязкости KCV (табл. 3). Ударная вязкость при температуре ис-

пытания минус 80 °С на образцах с острым надрезом типа Шарпи в поперечном направлении проката составляла 153, 200, 213 Дж/см² (рис. 2), что свидетельствует о высокой хладостойкости данной стали. Сталь не склонна к термомеханическому старению. Микроструктура ее опытной плавки представлена на рис. 3.

В рамках проекта выполнены исследования свариваемости проката 06Г2БДП ТУ У 27.1-05416923-078:2006 класса прочности С390, разработаны технологии автоматической под флюсом и механизированной сварки применительно к изго-

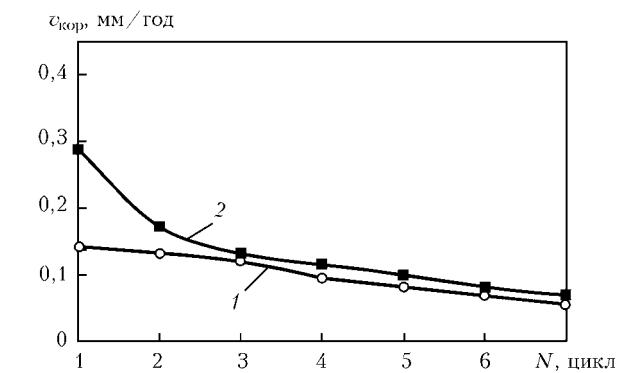


Рис. 1. Изменение скорости коррозии сталей 06Г2БДП (1) и 10ХСНД (2)

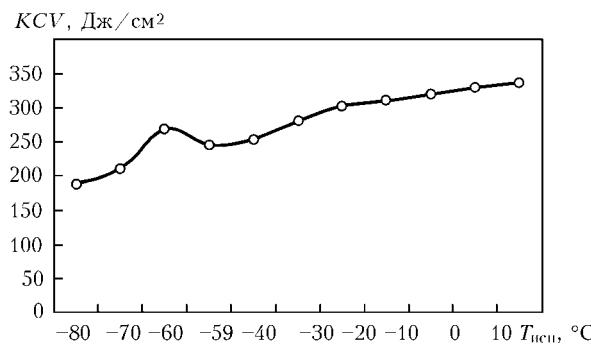


Рис. 2. Хладостойкость проката 06Г2БДП 2-й категории атмосферостойкости

тврдению и монтажу мостовых металлоконструкций. Изучение влияния термических циклов сварки на изменение механических свойств и хладостойкости металла ЗТВ исследуемой стали показали, что комплекс механических свойств (σ_t , σ_b , δ_5 , ψ , KCV) металла зоны термического влияния на уровне требований стандарта без специальных технологических приемов в полной мере может быть обеспечен при сварке на ограниченных тепловложениях, когда минимальные скорости охлаждения сварных соединений ($w_{6/5} \text{ min}$) не опускаются ниже значения $10 \text{ }^{\circ}\text{C}/\text{s}$. Такое ограничение по скорости охлаждения рекомендуется для обеспечения необходимых показателей ударной вязкости металла ЗТВ по результатам испытания образцов с острым надрезом.

Указанные значения скорости охлаждения согласуются с режимами ведения сварочных работ

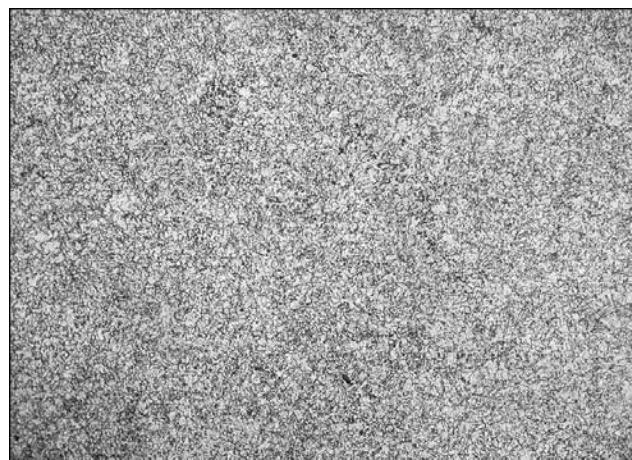


Рис. 3. Микроструктура проката 06Г2БДП 2-й категории, $\times 200$

при ручной и механизированной сварке в защитных газах, а также при автоматической сварке под флюсом, которая должна выполняться с ограничением тепловложения. Их предельное значение зависит от толщины свариваемого металла, типа соединения.

На основании проведенных исследований разработаны технологии сварки применительно к изготовлению и монтажу металлоконструкций мостов. В табл. 4 представлены результаты исследования сварных соединений, выполненных автоматической сваркой под флюсом и механизированной сваркой в защитных газах, в табл. 5 даны рекомендации по применению сварочных материалов

Таблица 4. Служебные характеристики сварного соединения проката 06Г2БДП С 390

Способ сварки/толщина проката	Механические характеристики сварного соединения		$KCV, \text{Дж}/\text{см}^2$, при $T, {^{\circ}}\text{C}$				HV_{max}	
	$\sigma_b, \text{МПа}$	Угол загиба, град	ЗТВ		Центр шва			
			+20	-40	+20	-40		
Автоматическая сварка проволокой Св-10НМА $\varnothing 4$ мм, под флюсом АН-47 40 мм	532,5 526,2	180 180	305,8 290,6 303,9 300,1	43,6 318,8 292,9 305,85	134,1 151,0 140,7 141,93	55,8 88,7 42,7 62,4	208	
Автоматическая сварка проволокой Св-10НМА $\varnothing 4$ мм, под флюсом OK Flux 10,71 мм	630,6 642,4	180 180	— —	33,8 30,7 36,5 33,6	— —	49,2 50,4 64,8 54,8	232	
Механизированная сварка в защитных газах Ar +CO ₂ проволока Megafil-821 $\varnothing 1,2$ мм, 14 мм	596,5 586,5	180 180	285,1 253,5 <u>245,1</u> 261,2	197,7 254,3 282,8 244,6	205,3 204,8 223,6 211,2	77,9 85,9 69,6 77,8	216	

Таблица 5. Сварочные материалы для автоматической и механизированной сварки проката 06Г2БДП (ТУ У 27.1-05416923-085:2006)

Класс прочности проката 06Г2БДП, МПа	Автоматическая сварка под флюсом на флюсовой, флюсомедной подушке	Механизированная сварка в активных газах и смесях	
	Проволока + флюс	Проволока сплошного сечения	Металлопорошковая проволока
355	Св-10НМА + АН-47 Св-10ГА + АН-47 ОК Autrod 12.20 + ОК Flux 10.71	Св-08Г2С*, Ø1,2 мм Св-08Г2С**, Ø1,2–1,6 мм ОК Autrod 12-64*, Ø1,2 мм ОК Autrod 12-64**, Ø1,2–1,6 мм	ПП Megafil-710 M**
390	Св-10НМА + АН-47 Св-10ГА + АН-47 ОК Autrod 12.32 + ОК Flux 10.71	Св-08Г2С*, Ø1,2 мм Св-08Г2С**, Ø1,2–1,6 мм ОК Autrod 12-64**, Ø1,2–1,6 мм	ПП Megafil-710 M** ПП Megafil-713 R* ПП Megafil-713 R** ПП Megafil-821 R* ПП Megafil-821 R**
440	Св-10НМА + АН-47 Св-10ГА + АН-47 ОК Autrod 12.32 + ОК Flux 10.71	Св-08Г2С*, Ø1,2 мм Св-08Г2С**, Ø1,2–1,6 мм ОК Autrod 12-642, Ø1,2–1,6 мм	ПП Megafil-710 M** ПП Megafil-713 R* ПП Megafil-713 R** ПП Megafil-821 R* ПП Megafil-821 R**
500	Св-10НМА + АН-47 Св-10ГА + АН-47 ОК Autrod 12.32 + ОК Flux 10.71	Св-08Г2С*, Ø1,2 мм Св-08Г2С**, Ø1,2–1,6 мм ОК Autrod 12-64**, Ø1,2–1,6 мм	ПП Megafil-710 M** ПП Megafil-713 R* ПП Megafil-713 R** ПП Megafil-821 R* ПП Megafil-821 R**

*CO₂ (защитный газ).
**Ar (78–82) % + CO₂ (18–22) % (защитные газы).

для автоматической и механизированной сварки данного проката.

Таким образом, экономнолегированная сталь повышенной стойкости против атмосферной коррозии марки 06Г2БДП С350-500 МПа рекомендована для изготовления мостовых металлоконструкций. Применение в конструкциях пролетных строений мостов проката атмосферостойкой стали позволит повысить их надежность, ресурс работоспособности, снизить эксплуатационные затраты.

1. Характерные повреждения сварных металлических конструкций мостов / В.А. Ковтуненко, А.М. Герасименко, А.Г. Синеок, В.А. Задорожный // Автомат. сварка. — 2005. — № 10. — С. 29–35.
2. Конюхов А.Д., Рувинская Е.М. Пролетные строения мостов // Защита металлов. — 2002. — № 1. — С. 89–95.

3. Конюхов А.Д. Стальной прокат с улучшенными свойствами для более эффективных мостовых конструкций // Сталь. — 2006. — № 1. — С. 74–76.
4. Конюхов А.Д. Коррозия и надежность железнодорожной техники. — М: Транспорт, 1995. — 174 с.
5. Ковтуненко В.А., Герасименко А.М., Синеок А.Г. Высокопрочная экономнолегированная сталь 06Г2Б с $\sigma_t > 440$ МПа для мостостроения // Автомобільні дороги і дорожнє будівництво. — 2004. — № 69. — С. 106–113.
6. Ковтуненко В.А., Герасименко А.М., Гоцуляк А.А. Вибір стали для ответственных сварных строительных конструкций // Автомат. сварка. — 2006. — № 11. — С. 32–37.
7. Ковтуненко В.А., Герасименко А.М., Синеок А.Г. Исследование влияния конструктивно-технологических решений сварных узлов и соединений, а также условий эксплуатации на ресурс мостовых конструкций, разработка рекомендаций по его продлению // Проблеми ресурсу та безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин. — Київ: ІЭС, 2006. — С. 420–424.

ПРОЕКТ 7.11*Створення устаткування для ультразвукової обробки зварних з'єднань відповідальних конструкцій*

УДК 621.791.052:539.43

НОВЕ УЛЬТРАЗВУКОВЕ ОБЛАДНАННЯ ДЛЯ ЗМІЦНЕННЯ ЗВАРНИХ З'ЄДНАНЬ ВИСОКОЧАСТОТНОЮ МЕХАНІЧНОЮ ПРОКОВКОЮ

Г.І. ПРОКОПЕНКО¹, д-р техн. наук, Б.М. МОРДЮК¹, канд. фіз.-мат. наук, Т.А. КРАСОВСЬКИЙ², інж.,
В.В. КНИШ³, д-р техн. наук, С.О. СОЛОВЕЙ³, канд. техн. наук, В.В. ВОЛОЧАЙ⁴, інж.

¹Ін-т металофізики ім. Г.В. Курдюмова НАН України,

²Фізико-технічний науково-навчальний центр НАН України,

³Ін-т електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України,

⁴ПАТ «Крюковський вагонобудівний завод»)

Розроблено нове компактне ультразвукове устаткування для високочастотної механічної проковки (ВМП) поверхні металів та сплавів, відомої також як «ультразвукова ударна обробка (УЗУО)». Воно відрізняється від попередніх розробок авторів і зарубіжних аналогів застосуванням в схемних рішеннях мікропроцесорної техніки і цифровим регулюванням електричних параметрів ультразвукового генератора потужністю до 650 Вт. Виготовлені різноманітні конструкції ударних інструментів з частотою ультразвукових коливань 22 і 27 кГц з застосуванням високодобротних п'єзоелектрических перетворювачів. Ці заходи дозволили суттєво зменшити вагу ультразвукового ударного інструменту до 2 кг, а всього обладнання — до 7 кг. Створене устаткування пройшло лабораторні випробування в Інституті електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України на зразках зварних з'єднань сталей Ст3сп та 09Г2С, які після зміцнення за технологією ВМП показали суттєве підвищення циклічної довговічності при регулярному і блоковому навантаженні. Розроблене обладнання пройшло дослідно-промислову перевірку на Крюковському вагонобудівному заводі (м. Кременчук) при зміцненні ВМП панелей бокових стінок пасажирських вагонів із неіржавіючої сталі для усунення відхилень від заданих розмірів після зварювання. На Інструментальному заводі того ж підприємства були оброблені зварні з'єднання партії опорних рам вагонів метрополітену, які наразі проходять ходові випробування.

Ключові слова: ультразвуковий генератор, п'єзоелектричний перетворювач, ультразвуковий ударний інструмент, високочастотна механічна проковка, ультразвукова ударна обробка, зварні з'єднання, зварні конструкції, залишкові напруження, концентратори напружень, втома, циклічна довговічність

Відомо, що основними чинниками, які обмежують довговічність деталей машин та елементів метало-конструкцій, є знос, корозія та втома металів. Руйнування, як правило, починається з робочих поверхонь, які піддаються зовнішнім температурно-силовим впливам, дії агресивних середовищ та циклічному навантаженню. На цей час створено багато способів підвищення експлуатаційних характеристик деталей та елементів конструкцій — від нанесення спеціальних покрівель і поверхневого легування до інтенсивної деформації поверхні. Останні способи класифіковані під назвою «поверхнева пластична деформація» (ППД). До методів ППД відносяться: традиційна дробоструменева обробка, обкатка поверхні кульками або роликами, пневмо-динамічна обробка та ін. Серед методів ППД знаходить застосування технологія ВМП, яка заснована на використанні енергії ультразву-

кових (УЗ) коливань. Потужний ультразвук призводить до суттєвих змін структурного і фазового складу металів та сплавів у твердому стані [1, 2].

Відомо, що внаслідок термодеформаційного циклу зварювання погіршується структура металу, з'являються концентратори напружень, які обумовлені формою шва, виникають залишкові напруження розтягу. Все це призводить до суттевого зниження циклічної довговічності зварного з'єднання у порівнянні з основним металом. В наслідок обробки методами ППД у поверхневих шарах металу наводяться залишкові напруження стиску, які сприяють підвищенню експлуатаційних характеристик і подовження строку служби деталей машин та елементів конструкцій. Експериментальні дослідження на зразках та елементах металоконструкцій показали, що зміцнення зварних з'єднань за технологією ВМП призводить до найбільш суттєвого підвищення їх характеристик опору втомі у порівнянні з іншими методами ППД.

В Інституті металофізики і у Фізико-технічному науково-навчальному центрі НАН України проведена розробка нової модифікації портативно-

го УЗ устаткування потужністю до 650 Вт для зміцнення зварних з'єднань з метою зняття зварювальних залишкових напружень та підвищення циклічної довговічності. Генератор УЗ коливань розроблено на основі останніх досягнень електроніки і цифрової техніки. Застосування нових алгоритмів і методів дає змогу розробити та виготовити ультразвукові генератори (УЗГ) з автоматичною настройкою на резонанс при поєднанні можливостей сучасних мікропроцесорних технологій як для автоматичного підстроювання частоти УЗ інструментів, так і для керування вихідною потужністю та моніторингом внутрішніх електричних параметрів. Використання в якості джерела ультразвуку п'єзоелектричних випромінювачів замість магнітострікційних дає значні переваги, тому що останні мають більшу вагу, значне енергоспоживання та потребують охолодження водою.

Завдяки високій ефективності зміцнення зварних з'єднань, економічності та покращенню умов праці технологія ВМП зарекомендувала себе у світі як одна з найперспективніших. Треба зауважити, що Міжнародний інститут зварювання нещодавно включив цю технологію до переліку рекомендованих способів обробки зварних з'єднань. Однак розвиток цього напрямку в Україні стримувався відсутністю новітнього сертифікованого обладнання, яке можна запропонувати промисловості України, а згодом випустити на світовий ринок. Українські вчені мають великий досвід виготовлення УЗ обладнання, а їх попередні розробки захищені багатьма патентами і міжнародними РСТ заявками [3–9].

Економічний ефект при впровадженні технології ВМП визначити досить важко, тому що гарантійні строки експлуатації окремих відповідальних зварних конструкцій складають десятки років. Однак цей метод є запобіжним заходом для передчасного руйнування таких конструкцій. Теж саме стосується і транспортних засобів, особливо високошивидкісних. Широке впровадження технології і обладнання для ВМП у промисловість України дасть змогу суттєво підвищити надійність і довговічність зварних з'єднань елементів металоконструкцій, машин та механізмів.

Розробка конструкції УЗ ударного інструмента. Багаторічний досвід застосування УЗ обробки металів для зміцнення їх поверхні дозволяє сформулювати основні вимоги до УЗ випромінювача і до ударного інструмента у цілому. Одним з найбільш ефективних способів енергетичного впливу на властивості металів і сплавів є використання віброударних процесів обробки поверхонь. При цьому частота ударів може змінюватися від одиниць герц до десятків кілогерц. Такі процеси відрізняються певними фізичними ефектами, що лежать в основі дії ударного навантаження з високою частотою. Можна виділити устаткування з пневматичними, електромагнітними та акустичними інструментами. Одним з найперспективніших

типів приводів для віброударної обробки є такі, що побудовані на базі УЗ електромеханічних перетворювачів, тобто з високочастотним ударним навантаженням, яке значно підвищує якість та продуктивність обробки. На даний час широко відомі зразки вібраційних приводів з використанням магнітострікційних УЗ перетворювачів [10]. Однак досягнення останніх років у галузі створення сучасних високоефективних п'єзокерамічних матеріалів дозволили відмовитися від громіздких та малоекспективних магнітострікційних джерел УЗ коливань, що дало поштовх до подальшого вдосконалення і створення принципово нових приводів на основі п'єзокерамічних перетворювачів великої потужності. Так, впровадження сучасних п'єзоелектрических перетворювачів, які мають більш ніж у 2 рази більший ККД за рахунок високої добротності, дозволило відмовитися від систем рідинного охолодження та зменшити габарити і масу обладнання в цілому у декілька разів. Особливо це важливо для переносних пристрій, які працюють у польових, іноді дуже складних умовах. Так, наприклад, оператору при обробці зварних швів великогабаритних конструкцій (мости, кораблі та ін.) потрібно тримати в руках інструмент тривалий час. Тому інструмент вагою більше двох кілограмів є досить незручним при довгостроковій експлуатації в ручному режимі.

В даній роботі було поставлене завдання створити УЗ ударний інструмент для виконання ВМП вагою не більше 2 кг. З цією метою проводилось відповідне конструювання п'єзокерамічних випромінювачів (ПКВ) та корпуса інструмента із застосуванням легких алюмінієвих і титанових сплавів. Розрахунки показали, що підвищення частоти УЗ коливань з 22 до 26 кГц не впливає на технічні характеристики інструмента, але дозволяє значно зменшити його загальну вагу — до 30 %. Тому першим завданням було створення ПКВ і УЗГ саме на частоту 26 кГц із збереженням основної технічної характеристики — амплітуди коливань торця хвилеводу (концентратора УЗК) на рівні 25–30 мкм. На протязі роботи обладнання проходило апробацію в Інституті електрозварювання ім. Є.О. Патона на зразках зварних з'єднань сталей Ст3сп та 09Г2С. За результатами випробовувань зроблені корективи конструкторської документації, вироблені технічні умови (ТУ) для подальшої сертифікації приладу в установленому порядку.

Однією із основних переваг УЗ інструмента, наприклад, у порівнянні з пневмодинамічним, є зниження шкідливих для організму людини шумів і вібрацій ручного інструмента. За даними японських дослідників рівень шуму при обробці ВМП не перевищує 80 дБ (таблиця), що є допустимою величиною у промисловості згідно з ГОСТ 12.1.001–89 та з нормативними документами інших країн.

Виходячи з досвіду застосування ультразвукової ударної обробки (УЗУО) у промисловості, робітники віддають перевагу УЗ інструментам над

Порівняльні показники іспитів ультразвукового і пневмодинамічного інструментів на шуми та небезпекі для оператора вібрації корпусу (N. Tominaga and other / IIW Doc. XIII-2170-07)

Інструмент	Прискорення, м/с ²	Максимальне прискорення, м/с ²	Шуми, дБ
УЗУО	16–18	90	69–74
Пневмодинамічний	562–631	1200	83–87

пневмодинамічними. Однак треба наголосити, що зарубіжні компанії, які займаються випуском та продажем апаратури для УЗ обробки (Applied Ultrasonic Inc. — USA, SINTEK Inc. — Canada, SONATS Inc. — France), пропонують його за ціною близько 40 тис. дол. США, що звужує ринок збути цього обладнання. Тому постає завдання створення обладнання з реальною ціною, яке може бути конкурентоспроможним як на вітчизняному, так і на світовому ринках. Тим більше, що в Україні зосереджені кваліфіковані кадри, які мають великий досвід в розробці технології і обладнання для УЗУО.

Найбільш розповсюдженим типом стрижневих п'єзокерамічних перетворювачів є складовий вібратор Поля Ланжевена, який запропонував його в 1911 р. Він вміщує одну або декілька п'єзокерамічних пластин, які знаходяться між задньою і передньою металевими накладками. До передньої приєднують концентратор, який в декілька разів збільшує амплітуду УЗ коливань. Такий вібратор дорівнює за розмірами половині довжини хвилі у матеріалі на певній частоті. Звичайно частота коливань технологічних установок складає 18–40 кГц в залежності від цільового призначення. Але треба взяти до уваги, що амплітуда коливань обернено пропорційна квадрату частоти, тому переважна більшість установок працює на низький ультразвуковий частоті близько 20 кГц.

Якщо відома швидкість УЗ коливань C , то довжину хвилі вираховують за простою формулою: $\lambda = F/C$, де F — частота коливань. Але розрахунок реальних випромінювачів в загальному випадку не такий простий. Тому, як правило, вибирають одну з відомих конструкцій, розрахо-

вують її на потрібну частоту і пристосовують для своїх цілей (рис. 1).

Для збільшення амплітуди коливань до вихідного кінця УЗ випромінювача приєднується трансформатор коливальної швидкості, або концентратор. Вибір концентратора проводився по критерію достатньо високого коефіцієнта підсилення при стабільній роботі в резонансному режимі [11]. В даній конструкції використовувався ступінчастий концентратор, який має найбільший коефіцієнт підсилення і високу добротність. Але чим вище добротність, тим більш вузька резонансна крива, тому виникають складнощі при утриманні заданої резонансної частоти УЗГ. До того ж віброударний режим навантаження УЗ випромінювача призводить до складних умов роботи п'єзокераміки і всього випромінювача у цілому. Тому виникають значні труднощі в узгодженні акустичного і електричного трактів, тобто ПКВ та УЗГ. В новому УЗГ вони вирішуються за рахунок застосування останніх досягнень в електроніці, які засновані на використанні мікропроцесорів і цифрового регулювання усіма параметрами при генерації коливань УЗ частоти.

УЗ генератор з цифровим керуванням. Однією з відповідальних частин обладнання для ударної обробки є ультразвуковий електронний генератор (УЗГ) — пристрій, призначений для живлення ПКВ. Поряд з відомими режимами живлення ПКВ [12], високими енергетичними показниками характеризується режим перемикання, в якому робоча точка транзисторів велику частину періоду знаходиться в області насищення або відсічки, що обумовлює найменшу потужність розсіяння в ланцюзі електронного перемикача [13, 14]. У цьому режимі ККД генератора збільшується до 85–98 %, що дає змогу зменшувати вагові та габаритні показники.

Поява технологій MOSFET і IGBT та розробка і вдосконалення мікросхем управління цими структурами відкрили нові можливості в питаннях проектування ефективних, малогабаритних і потужних генераторів.

При розробці УЗГ в даному проекті брались до уваги наступні чинники:

1. Аналіз впливу параметрів електроакустично-го тракту на основні електричні і частотні характеристики УЗГ.

2. Визначення впливу технологічних чинників на основні параметри генерації коливань і розробка способів підвищення ступеню адаптації УЗ апаратів до віброударних навантажень.

3. Дослідження нових схемних рішень УЗГ потужністю до 650 Вт на базі цифрових технологій з мікропроцесорним керуванням.

4. Створення алгоритмів та програмного забезпечення для мікропроцесорного контролера системи цифрового фазового автопідстроювання частоти (ФАПЧ).

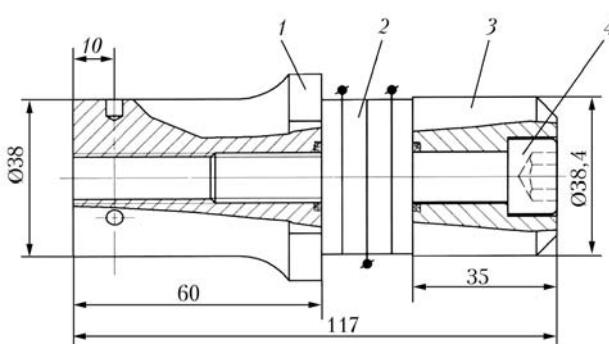


Рис. 1. Схема УЗ випромінювача на п'єзокераміці: 1 — передня накладка; 2 — п'єзокераміка; 3 — задня накладка; 4 — стягуючий болт

5. Розробка конструкторської документації на плати друкованого монтажу та корпусу для умов промислового призначення.

7. Виготовлення дослідних зразків і підготовка документів, необхідних для сертифікації створено-го обладнання.

Характеристики УЗГ обумовлені характеристиками УЗ технологічної установки, до складу якої вони входять. Наявність взаємного впливу параметрів середовища і перетворювача [13] приводить до впливу параметрів технологічного середовища на електричні параметри УЗ коливальних систем і електронних генераторів. Це пояснюється тим, що УЗ коливальна система, будучи частиною технологічного апарату, одночасно входить до складу генератора електричних коливань і є його електричним навантаженням. УЗ коливальна система є електро-механічною резонансною системою, до головних характеристик якої відносяться резонансна частота і добротність [14]. Параметри такої системи дуже чутливі до впливу різних чинників. У зв'язку з цим будь-яка дія на коливальну систему змінює її основні характеристики, що приводить до зміни параметрів генератора.

При моделюванні та детальному аналізі проведено порівняння еквівалентних електрических схем заміщення УЗ системи, яка працює при віброударному механічному навантаженні з частотою 1–2 кГц на робочій частоті УЗГ 20–28 кГц. Була встановлена залежність періодичної віддачі потужності при високочастотних ударах при послідовному і паралельному резонансах ПКВ. Оскільки більшість робочого циклу при УЗ ударній обробці УЗ система працює в режимі, близькому до режиму «холостого ходу», більш доцільним в даному випадку було б використання схеми паралельного резонансу з наступними перевагами:

- добротність системи генератор–перетворювач з паралельним резонансом більша майже втрічі (нижче опір механічних втрат);
- схеми погодження генератор–перетворювач будуть простішими;
- струм живлення п'єзокерамічного перетворювача буде втрічі менший при однаковій потужності системи – втрати на кабелях живлення ПКВ будуть малі;
- кола зворотнього зв'язку будуть простішими, без компенсуючих ємностей та їх шкідливого фазового впливу.

Дуже висока добротність УЗ системи, яка працює на великих амплітудах, на паралельному резонансі практично унеможлилює застосування аналогових схем ФАПЧ живлення ПКВ, що в більшості випадків для здешевлення розробки заставляє йти шляхом зниження добротності за рахунок роботи в режимі послідовного резонансу. Однак схеми з цифровим керуванням дають змогу подолати ці труднощі.

Проведений аналіз промислових розробок на послідовному резонансі, існуючих на ринку УЗ

техніки, надає можливість зробити наступні висновки відносно їх недосконалості:

- обмежений діапазон, або повна відсутність регулювання та вимірювання вихідної потужності генераторів;
- повна відсутність, або недостатня швидкодія систем автоматичної підтримки амплітуди механічних коливань ПКВ;
- відсутність УЗ коливальних систем, здатних забезпечити максимально ефективне узгодження вихідного електричного опору електричного генератора і механічного опору середовищ обробки в широкому діапазоні;
- зниження продуктивності (ефективності УЗ дії) при зміні впливу середовищ обробки, навіть за наявності системи автоматичного підстроювання робочої частоти.

На підставі досвіду створення електронних генераторів для УЗ апаратів і досліджень, проведених вище, був розроблений електричний генератор з цифровим керуванням, що дозволяє виключити перераховані недоліки. Це стало можливим за рахунок забезпечення автоматичного підстроювання режимів роботи електронної схеми генератора при використанні мікропроцесорної техніки для різних коливальних систем з великою кількістю змінних інструментів при всіх можливих змінах умов УЗ технологічної дії.

Основні технічні характеристики і вимоги до УЗГ:

- напруга живлення – AC200~240 V (номінал AC 220 V);
- вихідна потужність: 0,65 кВт;
- автоматична стабілізація УЗ коливань акустичної системи в діапазоні зміни напруги живлення – AC 170~240 V;
- автоматичне підстроювання частоти акустичної системи в діапазоні частот $\pm 1,0$ кГц;
- ручна установка частоти: фіксована УЗ частота встановлюється з панелі керування;
- цифрове керування і контроль амплітуди інструмента: можливість регулювання амплітуди вібрації інструмента в діапазоні від 10 до 100 %;
- м'яка схема пуску генератора без механічного перемикача при включені джерела живлення;
- наявність пристрою захисту від перевантаження: захист генератора здійснювати по шести чинникам (тип електричного струму, напруга, фаза, внутрішня температура та ін.);
- захищеність електронних блоків від пилу, вологи і випадкових перевантажень;
- наявність фільтру мережевих перешкод та коректора коефіцієнта потужності;
- наявність цифрового таймеру для відліку часу обробки і загального часу роботи;
- контроль внутрішніх схемних параметрів та температури.

Блок схема УЗГ показана на рис. 2. При включенні УЗГ струм мережі через мережевий фільтр (МФ) фільтрується та випрямляється (МВ) і

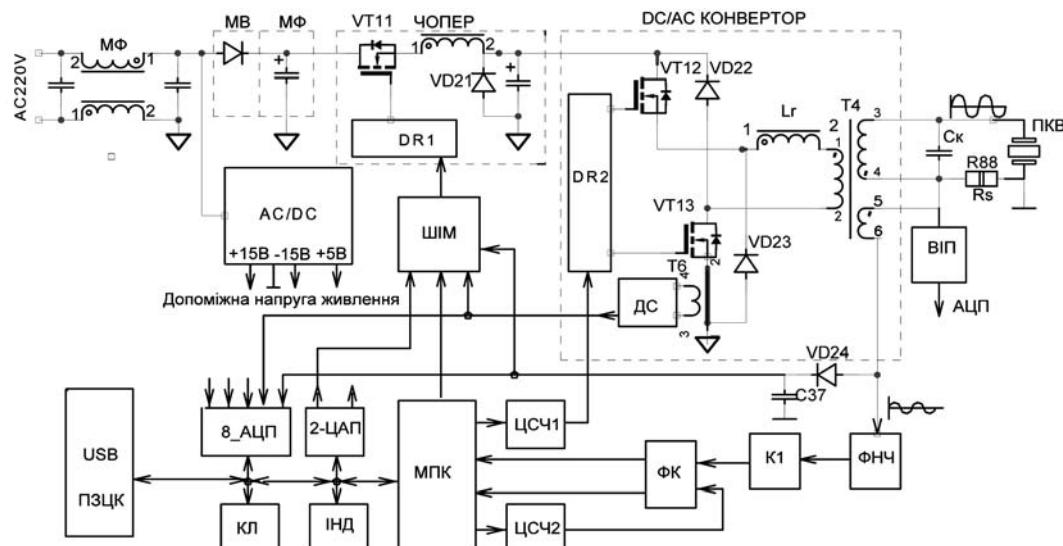


Рис. 2. Блок-схема УЗГ

подается на чоперний імпульсний регулятор VT11, а також живить AC/DC перетворювач, який виробляє допоміжну напругу (+15 В, -15 В, +5 В). Перетворювач AC/DC – багатоканальне джерело живлення стабілізованої напруги – стандартне, або виготовлене по POWER TOP технології.

Вихідний підсилювач потужності (VT12, VT13, VD22, VD23), який виконаний на базі квазімостового конвертора, навантажений через послідовно увімкнтий дросель Lr і трансформатор T4 на ПКВ. Індуктивність Lr та індуктивність росіювання T4, разом з Ck і емністю ПКВ створюють коливальний контур, електричний резонанс якого близький до антирезонансної частоти механічної коливальної системи ПКВ. Працюючи як фільтр, контур виділяє першу гармоніку прямокутного сигналу, тобто на коливальну систему подається синусоїdalна напруга. Після подачі напруги живлення на схему цифрового керування УЗГ, всі її елементи приводяться в готовність. До складу схеми керування входять:

- МПК – мікропроцесорний контролер AT90USB1287;
- ЦСЧ1, ЦСЧ2 – цифрові синтезатори частоти;
- ФК – фазовий компаратор;
- ФНЧ – фільтр нижніх частот;
- K1-компаратор;
- ВІП – вимірювач інтеграла потужності;
- 8 АЦП – восьмиканальні аналогово-цифровий перетворювач;
- 2 ЦАП – двоканальні цифро-аналоговий перетворювач;
- КЛ – клавіатура;
- ІНД – LCD – індикатор;
- USB ПЗЦК – USB інтерфейс з панеллю зовнішнього цифрового керування.
- МПК – 8-роздрядний AVR-мікроконтролер з повношивидкісним (12 Мбіт/с) інтерфейсом USB 2.0 OTG і системно запрограмованою FLASH-пам'яттю об'ємом 128 Мбіт.

МПК виконує наступні функції:

- формування фазового автопідстроювання частоти керуючого сигналу для УЗГ;
- задавання амплітуди УЗ коливань ПКВ з допомогою 2-ЦАП;
- вимірювання амплітуди та потужності УЗ коливань ПКВ, з допомогою 8-АЦП;
- обслуговування клавіатури та індикація;
- вимірювання робочої частоти УЗ коливань;
- контроль аварійних режимів;
- виконання таймерних функцій;
- виконання команд ПУСК, СТОП, ТЕСТ.

Після подачі мережевої напруги МПК починає пошук резонансної частоти коливальної системи, тричі скануючи область робочих частот ПКВ. Для цього на випромінювач подається незначна напруга, відслідковується її реакція на механічному резонансі і заноситься у пам'ять.

Алгоритм цифрового керування УЗГ. За допомогою клавіатури, або з ПК (USB інтерфейс), задаються режими роботи: амплітуда та час технологічного процесу (тривалість обробки). ЦАП МПК виставляє необхідну опорну напругу для чопера. Таймер МПК, підготовлений до відліку заданого часу та відключення УЗГ по закінченню роботи.

По команді «ПУСК» МПК, за допомогою цифрового синтезатора частоти ЦСЧ1, через DR2, видає збуджуючий сигнал, через драйвер DR2 на підсилювач потужності, з частотою, отриманою під час автонастройки, а також сигнал на дозвіл роботи чопера через ШІМ. При подачі напруги живлення на ПКВ сигнал зворотнього зв'язку, який вимірюється на допоміжній обмотці 5–6 T4, що співпадає по фазі, формі вихідній напрузі в зменшенному вигляді подається через ФНЧ та компаратор K1 на фазовий компаратор ФК. Останній в свою чергу порівнює отриману фазу реального вихідного сигналу з фазою цифрового синтезатора ЦСЧ2, працюючого на однаковій частоті з ЦСЧ1, але тільки із зміщеною фазою. Відхилення фази

фіксує МПК і змінює загальну частоту збудження системи таким чином, щоб різниця фази на ФК зводилася до нуля. При збільшенні навантаження на ПКВ зменшується амплітуда вихідного сигналу внаслідок зменшення добротності та зміщення частоти резонансу. В такому випадку спрацьовує двоконтурна стабілізація амплітуди: чопер додає вхідну напругу на вихідний конвертор за допомогою ШІМ компенсатора, а ФАПЧ налаштовує потрібну частоту резонансу ВКП. Через АЦП контролюється разом з ВІП струм споживання ВКП, який є показником вихідної потужності системи. При перевищенні заданих за допомогою ЦАП-2 значень споживаного струму з промислової мережі (ДС), спрацьовує компаратор захисту та відключає УЗГ. Захист здійснюється як апаратно, так і на програмному рівні. Рівень струму споживання в мережі вимірюється за допомогою ФЦП.

Повна автоматизація підстроювання параметрів УЗГ, автоматичний захист електронної схеми від перевантажень дозволяє звести до мінімуму дії оператора, пов'язані з перестроюванням генератора і аварійними ситуаціями. При проведенні певної роботи від оператора потрібно лише включити в мережу апарат, виставити потрібну для даного процесу потужність і кнопкою ПУСК запустити в роботу даний генератор. Далі забезпечення УЗ генерації відбувається в автоматичному режимі.

Використання новітніх електронних технологій і сучасної елементної бази дозволило створити компактний УЗГ з габаритами $295 \times 215 \times 105$ мм, вагою 4,5 кг і потужністю до 650 Вт на УЗ частоті 26 кГц. Вага приладу з УЗ ударним інструментом становить лише 6,2 кг. Загальний вигляд установки приведено на рис. 3. В результаті роботи над проектом виготовлена партія таких установок (3 од.), підготовлена конструкторська документація і технічні умови (ТУ), необхідні для сертифікації продукції.

Результати втомних випробовувань зразків зварних з'єднань сталей Ст3сп та 09Г2С. Несуча здатність зварних металоконструкцій інженерного призначення визначається опором їх зварних з'єднань втомним руйнуванням. Об'єм конструкції відповідального призначення, плановий термін експлуатації яких наближається до завершення, істотно перевищує по тоннажу ті конструкції, які вводяться в експлуатацію. Зростання активності господарської діяльності особливо загострює необхідність продовження терміну служби різних несучих конструкцій. В умовах обмежених матеріальних ресурсів і часу важлива роль відводиться організації дієвих заходів по відновленню несучої здатності зварних металоконструкцій. При ремонтно-відновлювальних роботах велику увагу необхідно приділяти підвищенню характеристик опору втомі зварних вузлів і елементів. Відомо, що найбільш ефективного продовження довговічності зварних з'єднань з накопиченими втомними пошкодженнями можна досягти обробкою зон швів



Рис. 3. Загальний вигляд УЗ установки для обробки зварних швів за технологією ВМП

зварних з'єднань високочастотним механічним проковуванням (ВМП) [15].

Втомне руйнування зварних з'єднань відбувається, як правило, по лінії сплавлення шва з основним металом. Численні випробовування зварних зразків різної товщини показали, що для підвищення циклічної довговічності зварних з'єднань за технологією ВМП доцільно зміцнювати лише зону переходу шва на основний метал. Критерієм якісної обробки є формування в цій зоні гладкої канавки шириною 3–4 мм і завглибшки 0,2–0,4 мм. В результаті зміщення за технологією ВМП у зоні шва знижується концентрація напружень, усуваються дрібні дефекти шва та наводяться залишкові напруження стиску. Крім того, відбувається утворення субмікрокристалічної структури, що також перешкоджає виникненню втомних тріщин в поверхневому шарі і призводить до підвищення опору втомі [16]. ВМП зварних з'єднань здійснювалася ручним ультразвуковим багатобойковим інструментом з перетворювачем на п'езокераміці із стрижньовими бойками діаметром 3 мм в кількості 4 одиниць в один рядок. Технологія і устаткування для ВМП були розроблені в Інституті електрозварювання ім. Е.О. Патона НАН України, в Інституті металофізики ім. Г.В. Курдюмова НАН України та в Фізико-технічному науково-навчальному центрі НАН України [3, 4].

Експериментальні дослідження проводили на зразках таврових зварних з'єднань сталей Ст3сп ($\sigma_t = 260$ МПа, $\sigma_b = 465$ МПа) і 09Г2С ($\sigma_t = 370$ МПа, $\sigma_b = 540$ МПа). Заготовки для зразків вирізали з листового прокату так, щоб довга сторона була орієнтована уздовж прокату. Поперечні ребра приварювали кутовими швами з двох боків ручною зваркою електродами марки УОНІ 13/55. Для забезпечення повного проплавлення виконувалося V-образне оброблення кромок. Форма і геометричні розміри зразків приведені на рис. 4. Товщина зразка обумовлена широким застосуванням в зварних конструкціях прокату з втовшками 12 мм. Ширина робочої частини зразка вибиралася виходячи із потужності випробовувального устаткування. Втомні випробовування зразків

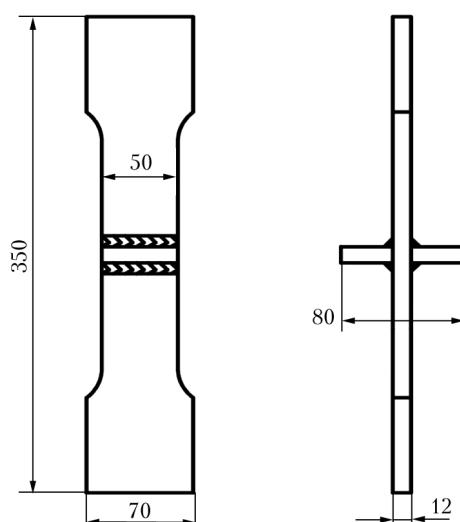


Рис. 4. Зразок таврового зварного з'єднання

проводили на випробувальній машині УРС-20 при одноосному розтягуванні з асиметрією циклу R_s і частотою 5 Гц. Зміцнення за технологією ВМП зразків зварних з'єднань здійснювалося розробленим устаткуванням. Амплітуда УЗ коливань складала близько 20 мкм.

Спочатку були випробувані зварні зразки сталі СтЗсп при регулярному навантаженні. На рис. 5 представлені результати втомних випробовувань трьох серій зразків. Перша серія зразків була випробувана у вихідному стані після зварювання (крива 1). Друга серія після зварювання піддавалася обробці за технологією ВМП (крива 2), а третя зміцнювалася після вичерпання 50 % довговічності зразків у вихідному стані (крива 3). Отримані криві втоми демонструють підвищення границі витривалості на базі $2 \cdot 10^6$ циклів зразків другої і третьої серій відносно зразків першої серії від 115 МПа до 180 і 195 МПа відповідно. Довговічність зразків третьої серії, які до зміцнення ВМП випробовувалися у вихідному стані при $\sigma_{max} = 200$ МПа, підвищується більш ніж на порядок. Такий результат можна пояснити наступним чином. Відомо, що під дією перевантаження в зонах концентраторів зварного шва відбувається перерозподіл (релаксація) залишкових зварювальних напружень вже при перших циклах навантаження. Подальша обробка за технологією ВМП додатково збільшує довговічність зразків.

Таким чином, показана висока ефективність застосування технології ВМП для збільшення циклічної довговічності і підвищення границі витривалості зварних з'єднань сталі СтЗсп як у вихідному стані після зварювання, так і після вичерпання ними 50 % довговічності. Це обумовлено сумісним впливом наступних чинників: зняттям залишкових зварювальних напружень розтягу, наведенням в зоні концентраторів сприятливих залишкових напружень стиску, зменшенням коефіцієнта концентрації напружень, деформаційним зміцненням поверхневого шару металу.

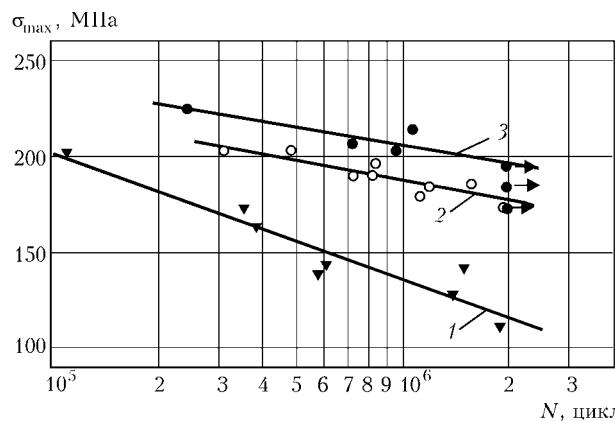


Рис. 5. Криві втоми зварних з'єднань з низьковуглецевої сталі СтЗсп: 1 — в початковому стані; 2 — оброблених ВМП відразу після зварки; 3 — оброблених ВМП після вичерпання 50 %-ої довговічності зразками першої серії

Оцінку ефективності застосування технології ВМП для підвищення циклічної довговічності таврових зварних з'єднань сталі 09Г2С з 50 % накопиченими втомними пошкодженнями проводили на трьох серіях зразків при блоковому навантаженні з зростаючим, спадаючим і квазівипадковим порядкам додавання навантажень в блоці. Випробовувалося 9 зразків, по 3 зразки для кожної серії. Порядок додавання навантажень в блоці задавався п'ятьма рівнями максимальних напружень циклу з напрацюванням 5 % частки пошкодженості (5 % довговічності зварного з'єднання у вихідному стані) на кожному рівні (рис. 6). Таким чином, сумарну пошкодженість з'єднань до зміцнення, рівну 50 %, отримували після двох блоків навантаження для кожної серії (рис. 6, а–в). За критерій завершення випробувань в умовах блокового навантаження приймалося повне руйнування зразків.

Зростаючий порядок додавання навантажень в блоці задавали максимальними напруженнями циклу, яка дорівнювали 180 МПа на першому ступені навантаження, з подальшим збільшенням до 260 МПа (п'ятий ступінь навантаження) з кроком 20 МПа (рис. 6, а). Спадаючий порядок додавання навантажень в блоці був прийнятий з початковим рівнем максимальних напружень циклу 260 МПа з подальшим зменшенням до 180 МПа із кроком 20 МПа (рис. 6, б). Квазівипадковий порядок додавання навантажень характеризувався наступними п'ятьма послідовними рівнями максимальних напружень циклу в блоці: 220, 200, 240, 180, 260 МПа (рис. 6, в). Кількість циклів при певному рівні напруження вказана на рис. 6 в середині блоків. Після двох блоків навантаження (накопичення 50 % долі пошкодженості) і подальшого за цим зміцнення ВМП, всі три серії зразків продовжували випробовувати при тих же блоках навантаження. Після напрацювання 25 блоків навантаження випробовування зупинили, ні в одному із зразків втомних тріщин виявлено не було.

Таким чином, зміцнення за технологією ВМП дозволило збільшити залишкову довговічність тав-

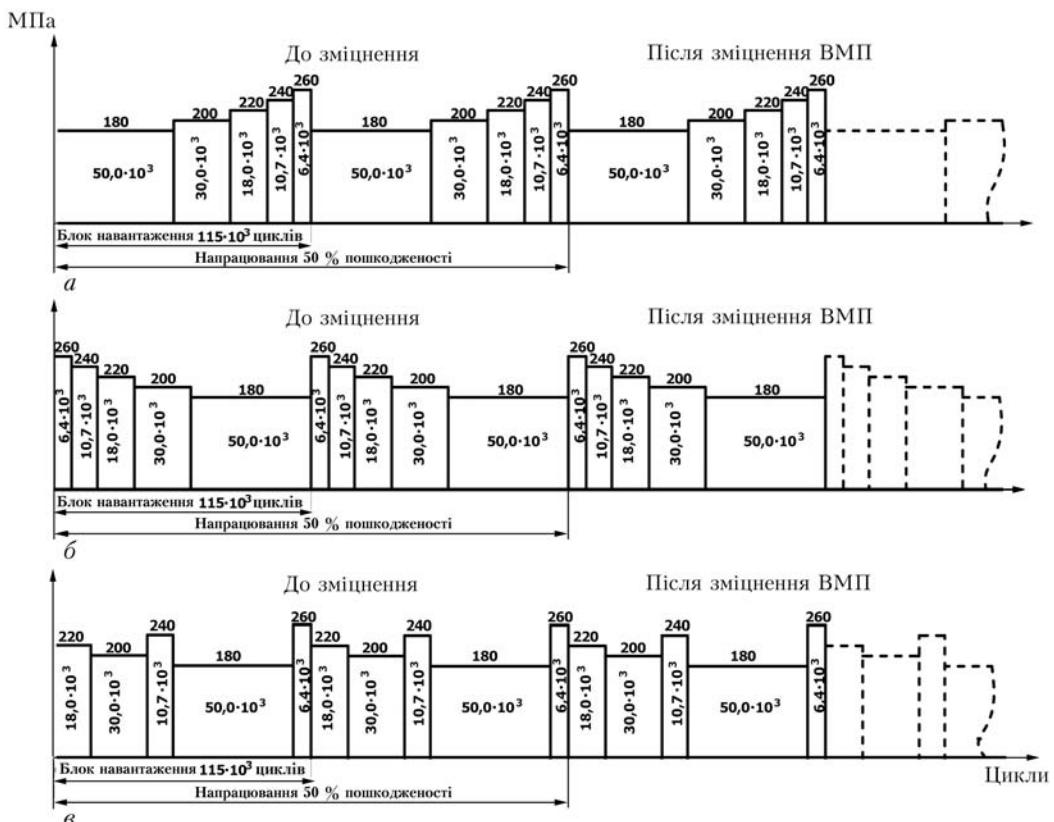


Рис. 6. Схема навантаження зразків таврового зварного з'єднання сталі 09Г2С в умовах дії блокового навантаження: зростаюча послідовність додатку навантажень в кожному блоці (а), спадаюча (б) і квазивипадкова (с) послідовність

рових зварних з'єднань з накопиченою 50 % пошкодженістю більш ніж в 12 разів при незмінних параметрах блокового навантаження. Тому представляло інтерес провести подальші втомні випробування до повного руйнування зразків. Випробування проводили при регулярному навантаженні з підвищеним до 310 МПа рівнем максимальних напружень циклу. Розкид отриманих значень довговічностей для всіх серій зразків знаходився в діапазоні 115–284 тис. циклів, що склало 25–62 % довговічності зварних з'єднань, зміцнених за технологією ВМП у вихідному стані після зварювання. Таким чином, обробка за технологією ВМП зварних з'єднань з 50 % рівнем накопичених втомних пошкоджень при блоковому навантаженні дозволяє гарантовано збільшити їх залишкову довговічність в 12 разів за умови незмінного навантаження до і після зміцнення.

Проведений цикл експериментальних досліджень на зразках зварних з'єднань сталей СтЗсп та 09Г2С дозволив встановити високу ефективність зміцнення за технологією ВМП зварних з'єднань з накопиченими втомними пошкодженнями. Отримані результати мають важливу практичну значимість, оскільки значна частка зварних металоконструкцій, які експлуатуються в Україні, вичерпала (або близька до цього) свій призначений при проектуванні термін служби.

Дослідно-промислова перевірка створеного обладнання. Виготовлений зразок УЗ обладнання для виконання ВМП USTREAT-2.0, в рамках Договору про співпрацю № 1 від 15.06.2011 р. між

Інститутом металофізики ім. Г.В. Курдюмова НАН України і Крюковським вагонобудівним заводом (ПАТ КВБЗ), було передано на підприємство з метою перевірки його в умовах виробництва. Перед промисловими іспитами в лабораторії зварювання КВБЗ було проведено відпрацювання технології ВМП на зразках сталі 08Х18Н10 розмірами $2 \times 100 \times 1500$ мм. Для зварювання стикових швів використовувався спеціальний стенд з притисненням зразків уздовж всієї лінії з'єднання і самохідна магнітна установка ESAB Maggytrac 1000 із зварювальним напівавтоматом Варіо Синержик 5000. Після зварювання і охолодження зразків зварний шов і зона термічного впливу були оброблені установкою USTREAT-2.0 з наступним режимом: амплітуда коливань УЗ інструмента 18,0 мкм, швидкість обробки шва 0,5 м/хв. Після такої обробки відхилення від нульової позначки складало менш ніж 1,0 мм.

Після відпрацювання технології, випробування УЗ устаткування в промислових умовах проводили на стенді виготовлення бокової стінки пасажирського вагону 7067.220.000СБ і 7067.221.000СБ у вагоноскладальному цеху (рис. 7, а, б). Метою таких випробувань було отримання мінімальних деформацій стінок після зварювання і наступної ВМП. Також потрібно було перевірити надійність УЗ установки при довгостроковій роботі в заводському цеху. Зварювання бокових стінок вагонів проводилося по стандартній технології, а потім вони оброблялись УЗ інструментом. Загальний час обробки всіх

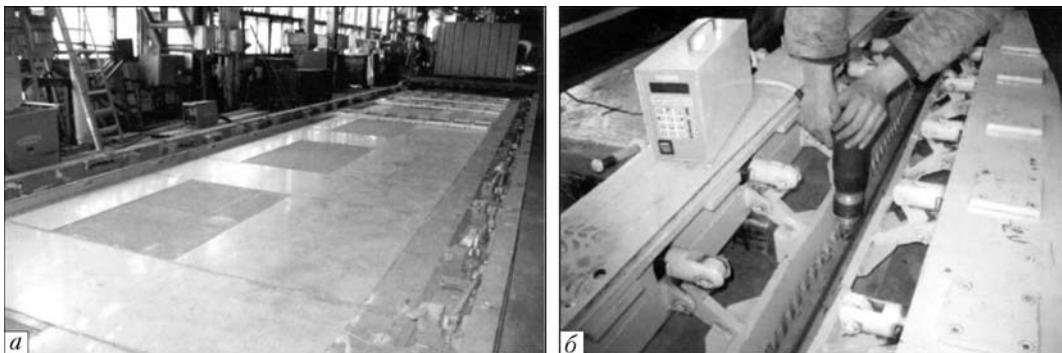


Рис. 7. Обробка бокових панелей корпусу пасажирського вагону: а — загальний вигляд панелі у складальному цеху; б — УЗ обробка зварних з'єднань за технологією ВМП



Рис. 8. Обробка кронштейнів кріплення двигуна на опорних рамах вагонів метро: а — УЗ обробка зварного з'єднання кронштейну; б — тріщина, яка з'явилася у необробленому зварному з'єднанні після нетривалої експлуатації

швів однієї стінки вагону складав 1 год, а з урахуванням технологічних перерв — до 6 год, тобто до однієї робочої зміни. Слід зазначити, що роботи по зварюванню і наступній ВМП проводились у три зміни.

Зварні з'єднання у вихідному стані мають значні внутрішні залишкові напруження, що призводить до надмірної деформації стінок вагону (до 5 мм). В результаті обробки швів і зон термічного впливу відбувається релаксація залишкових зварювальних напружень, що дозволяє знизити деформацію листів обшивки вагону до необхідних значень (до 1,0 мм по площині). УЗ установка проста в експлуатації, не потребує участі робітників високої кваліфікації, має незначну потужність (до 650 Вт) і без прикладення значних зусиль дозволяє проводити обробку зварних з'єднань. Однак в процесі експлуатації установки виявлені наступні недоліки, а також зроблені певні зауваження та надані пропозиції з метою покращення характеристик обладнання:

- прилад має незначний ресурс роботи 26 год, при цьому слабким елементом є п'єзокерамічний перетворювач;
- обладнання у випадку виходу з ладу не є придатним до ремонту в заводських умовах;
- кріплення ударної головки до корпусу інструмента повинно бути більш надійним;
- корпус інструмента потрібно зробити більш зручним для роботи оператора впродовж тривалого часу;

- кнопку включення УЗ коливань треба зробити таким чином, щоб вона спрацьовувала при притисненні інструмента до деталі;

- в УЗГ необхідно встановити таймер часу роботи, який повинен фіксувати час ударної обробки, а не тільки загальний і заданий час роботи установки;

- генератор має бути оснащений фіксованими рівнями амплітуди УЗ коливань для виконання різних технологічних завдань;

- в процесі безперервної роботи бойки і ударна головка сильно нагріваються, що потребує припинення обробки на 10–12 хв, тому треба передбачити примусове охолодження вузла навантаження.

Всі ці недоліки були враховані при конструкції і виготовленні наступної модифікації УЗ обладнання, яке з червня 2012 р. вже проходить випробування на КВБЗ.

Окрім обробки панелей пасажирських вагонів треба було підвищити показники опору втомі зварних з'єднань кронштейнів кріплення двигуна та повідкового механізму на опорних рамках вагонів метрополітену. Внаслідок важких умов експлуатації вагонів метро в цих елементах виникали втомні тріщини (рис. 8, а). Після використання технології ВМП для зміцнення цих зварних з'єднань (рис. 8, б), інформації відносно випадків виникнення тріщин від служб експлуатації Київського і Харківського метрополітенів на КВБЗ поки що не поступало. Це засвідчує ефективність застосування методу ВМП для обробки цих відповідальних конструкцій.

Висновки

1. Розроблено і виготовлено нові полегшені конструкції УЗ ударних інструментів з випромінювачами на п'єзокераміці і робочими частотами 22 і 26 кГц з легкозйомними ударними головками різних типів.

2. Створено новий широкодіапазонний по параметрам частоти і навантаження УЗГ на базі новітніх електронних технологій, які забезпечують малу вагу УЗГ для вибраних частот при максимальній потужності та захищеності від шкідливих впливів зовнішнього середовища.

3. Розроблена система мікропроцесорного цифрового фазового автопідстроювання частоти УЗ випромінювача, яка забезпечує підвищений діапазон надійного утримання резонансного режиму при дії різних дестабілізуючих чинників.

4. Виготовлена дослідна партія УЗ устаткування (3 од.) з комплектом конструкторської документації і технічних умов для подальшої сертифікації та малосерійного виробництва.

5. Встановлено, що зміцнення за технологією ВМП призводить до збільшення циклічної довговічності (до 10 разів) та підвищення границі витривалості (на 50–60 %) зварних з'єднань сталі Ст3сп як при обробці у стані після зварювання, так і після вичерпання ними 50 % довговічності.

6. Зміцнення за технологією ВМП таврових зварних з'єднань сталі 09Г2С, після накопичення 50 % пошкодженості при блоковому навантаженні, дає можливість гарантовано (без утворення тріщин) збільшити їх залишкову довговічність більш ніж в 12 разів за умови дії незмінного блокового навантаження до і після зміцнення.

7. Дослідно-промислова перевірка роботи створеного УЗ устаткування показала ефективність його використання для зміцнюючої обробки конструкцій у вагонобудуванні, зокрема для обробки зварних швів і зон термічного впливу бокових стінок пасажирських вагонів із листової неіржавіючої сталі. При цьому протікає релаксація залишкових напружень, що дозволяє знизити деформацію листів обшивки вагону до необхідних значень. Обробка зварних з'єднань кронштейнів кріплення двигуна та повідкового механізму на опорних рахах вагонів метрополітену запобігає передчасній

появі тріщин в процесі експлуатації цих несучих конструкцій.

1. Снижение остаточных сварочных напряжений ультразвуковой обработкой / И.Г. Пороцкий, А.Я. Недосека, Г.И. Прокопенко и др. // Автомат. сварка. — 1974. — № 5. — С. 74–75.
2. Разработка и оптимизация оборудования и процесса ультразвуковой ударной обработки сварных соединений с целью снижения остаточных напряжений / Г.И. Прокопенко, А.Я. Недосека, А.А. Грузд, Т.А. Красовский // Техн. диагностика и неразруш. контроль. — 1995. — № 3. — С. 14–22.
3. А.с. СССР 1143. Ультразвуковой многобойковый инструмент / Г.И. Прокопенко, В.П. Кривко. — Бюл. № 13. — 1978. — С. 35.
4. Пат. 13936 Украина. Ультразвуковая головка для поверхностного упрочнения металлических поверхностей / Г.И. Прокопенко, А.В. Козлов. — Бюл. № 2 від 25.04.97.
5. Пат. 47536 Україна. Пристрій для ультразвукової ударної обробки металів / Г.І. Прокопенко, Я.І. Клейман, О.В. Козлов та ін. — Бюл. № 7; Дійсно з 15.07.2002.
6. Pat. of US 6,467,321 B2 USA. Device for ultrasonic peening of metals. / G. Prokopenko, J. Kleiman, O. Kozlov et al. — Oct. 22, 2002.
7. Пат. 60390 Україна. Спосіб обробки зварних з'єднань металлоконструкцій високочастотною проковкою / Л.М. Лобанов, П.П. Міхеєв, Г.І. Прокопенко та ін. — Бюл. № 10; Дійсний з 15.10.2003.
8. Пат. 72808A Україна. Система керування ультразвуковим випромінювачем / Г.І. Прокопенко, А.В. Мовчанюк, А.Ф. Луговський та ін. — Бюл. № 15; Дійсний з 16.12.2003.
9. Пат. 87006 Україна. Ультразвуковий інструмент для зміцнення і релаксаційної обробки металів / Г.І. Прокопенко, О.Ф. Луговський, В.І. Чорний та ін. — Бюл. № 11; Дійсний з 10.06.2009.
10. Statnikov E.Sh. Applications of operational ultrasonic impact treatment technologies in production of welded joints // Welding in the World. — 2000. — 44, № 3.
11. Меркулов Л.Г., Харитонов А.В. Теория и расчет составных концентраторов // Акустический ж. — 1959. — 5, Вып. 43. — С. 183–190.
12. Грінченко В.Т., Вовк І.В., Маціпуря В.Т. Основи акустики. — Київ: Наук. думка, 2007. — 640 с.
13. Костиков В.Г., Парфенов Е.М., Шахнов В.А. Источники питания электронных средств. — М.: Горячая линия-Телеком, 2001. — 256 с.
14. Донской А.В., Келлер О.К., Кратыш Г.С. Ультразвуковые электротехнические установки, 2-е изд. — Л.: Энергия, 1982. — 352 с.
15. Повышение сопротивления усталости сварных соединений металлоконструкций высокочастотной механической проковкой. (Обзор) / Л.М. Лобанов, В.И. Кирьян, В.В. Кныш, Г.И. Прокопенко // Автомат. сварка. — 2006. — № 9. — С. 3–11.
16. Структурные изменения в зоне сварного шва стали Ст3 при ультразвуковой ударной обработке и их влияние на повышение сопротивления усталости / П.Ю. Волосевич, Г.И. Прокопенко, В.В. Кныш, О.В. Войтенко // Металлофизика и новейшие технологии. — 2008. — 30, № 10. — С. 1429–1443.

ПРОЕКТ 7.12

Розробка сучасних електродів для відновлення зношених ділянок залізничних хрестовин, орієнтованих на максимальне використання вітчизняної сировини

УДК 621.791.75.042

НОВЫЕ ЭЛЕКТРОДЫ ДЛЯ ВОССТАНОВИТЕЛЬНОЙ НАПЛАВКИ ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНЫХ КРЕСТОВИН

Академик НАН Украины И.К. ПОХОДНЯ, И.Р. ЯВДОЩИН, Н.В. СКОРИНА, кандидаты техн. наук,
О.И. ФОЛЬБОРТ, инж.

(Ин-т электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины)

Рассмотрены технические характеристики экономно-легированных электродов АНН-10 для восстановления железнодорожных крестовин и модернизированных электродов ЦНИИН-4М на базе сварочной проволоки Св-08. Показаны экономические и технические преимущества новых электродов над электродами ЦНИИН-4, которые применяются при ремонте объектов «Укрзалізниці».

Ключевые слова: электроды для наплавки, железнодорожные крестовины, твердость наплавленного металла

Наиболее распространенными в Украине и странах СНГ электродами для ручной дуговой наплавки железнодорожных крестовин, рельсов и стрелочных переводов являются электроды ЦНИИН-4. Для их производства используют электродные стержни из высоколегированной проволоки марки Св-10Х14Г14Н4Т, стоимость которой довольно высока, а с учетом транспортных расходов и таможенных пошлин составляет для украинских потребителей 8–9 дол. США за 1 кг. Стержни из проволоки Св-10Х14Г14Н4Т в процессе термообработки электродов склонны к короблению (изгибаются дугой), что приводит к увеличению брака электродов по геометрическим размерам. Высокая цена материалов (электродная проволока, марганец и хром металлический), содержащихся в покрытии, еще больше повышает стоимость электродов — до 12–13 тыс. дол. США за 1 т.

Высоколегированная проволока имеет более высокое электрическое сопротивление, чем проволока из низкоуглеродистой стали. Поэтому ток, на котором производится наплавка электродами ЦНИИН-4, ограничивается во избежание перегрева электрода, что в свою очередь приводит к снижению производительности наплавки.

Наплавку электродами ЦНИИН-4 можно выполнять только на постоянном токе (обратная полярность), а это в ряде случаев приводит к магнитному дутью и образованию дефектов, вызванных дутьем.

Цель работы заключалась в отказе от использования высоколегированной проволоки Св-10Х14Г14Н4Т и разработке электродов на базе отечественной сварочной проволоки Св-08А. Для

обеспечения требуемого химического состава наплавленного металла при замене проволоки Св-10Х14Г14Н4Т проволокой Св-08А проведены исследования по выбору оптимальной толщины покрытия электродов и содержания в нем легирующих добавок.

С целью улучшения сварочно-технологических свойств электродов выполняли корректировку газошлакообразующей части покрытия. С учетом высокого содержания в покрытии металлических порошков (65 мас. %), которые являются «отощающими» материалами, ухудшающими пластичность обмазочной массы, в состав покрытия дополнительно вводили органические и минеральные пластификаторы. Благодаря этому удалось улучшить пластичность обмазочной массы и обеспечить возможность качественного нанесения обмазочной массы на стержень, низкую разнотолщинность покрытия и хороший товарный вид электродов. Таким образом, сформирован состав покрытия модернизированных электродов ЦНИИН-4.

Испытания сварочно-технологических свойств модернизированных электродов показали, что они обеспечивают стабильное горение дуги как на постоянном, так и на переменном токах. Причем, если электроды ЦНИИН-4 при сварке на токе выше 140 А перегреваются, то электроды ЦНИИН-4М позволяют производить сварку на токе до 210 А без заметного перегрева покрытия. Такое преимущество обусловлено значительно большей толщиной покрытия и использованием стержня из низкоуглеродистой проволоки, которая имеет меньшее электрическое сопротивление, по сравнению с проволокой Св-10Х14Г14Н4Т.

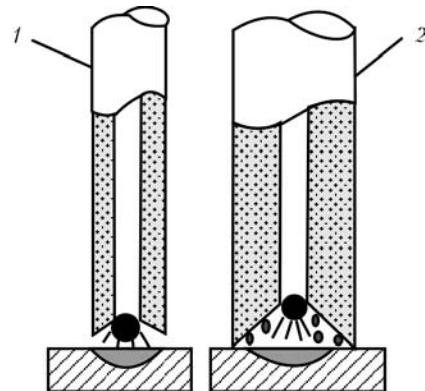
Следует отметить, что при использовании электродов ЦНИИН-4 наплавку нужно производить

Таблица 1. Сварочно-технологические свойства электродов диаметром 4 мм

Параметры	ЦНИИН-4	ЦНИИН-4М
Максимально допускаемый ток, А	140	210
Номинальное напряжение на дуге, В	28	25
Возможность наплавки переменным током	Только постоянный ток (полярность обратная)	Постоянный ток Переменный ток
Диаметр покрытия, мм	6,0	8,2
Коэффициент массы покрытия, %	50,0	135,0
Линейная скорость плавления на максимальном токе, см/мин	24,1	20,3
Производительность наплавки, кг/ч	1,5	1,8

свободной дугой во избежание «закорачивания» междуголового промежутка крупной каплей и примерзания электрода к изделию. Электроды ЦНИИН-4М позволяют производить наплавку опиранием, что значительно снижает нагрузку на руку сварщика. Такая возможность наплавки обусловлена тем, что толстое покрытие образует при плавлении глубокую втулочку, на которую опирается электрод. Большая глубина втулочки исключает возможность закорачивания дугового промежутка каплей. Как показали испытания, модернизированные электроды ЦНИИН-4М обеспечивают мелкочешуйчатое равномерное формирование валика при наплавке, легкую отделимость шлаковой корки, небольшое разбрызгивание металла. Основные показатели сварочно-технологических свойств электродов приведены в табл. 1.

Как видно из данных табл. 1, линейная скорость плавления электродов ЦНИИН-4М ниже, чем у электродов ЦНИИН-4. Это объясняется большей толщиной покрытия модернизированных электродов. Однако производительность наплавки при этом на 20 % выше, чем электродов ЦНИИН-4, что обусловлено высоким содержанием металли-



Характер плавления и переноса электродного металла: 1 – ЦНИИН-4; 2 – ЦНИИН-4М

ческих порошков в покрытии модернизированных электродов и большой толщиной покрытия.

Санитарно-гигиенические показатели электродов оценивали по интенсивности и удельным выделениям твердой составляющей сварочного аэрозоля (ТССА) и его химическому составу (табл. 2).

Как видно из приведенных данных, удельные выделения ТССА в расчете на 1 кг расплавленных электродов при наплавке электродами ЦНИИН-4М на 15 % меньше, а в расчете на 1 кг наплавленного металла – на 8–10 % ниже, чем при наплавке электродами ЦНИИН-4.

Меньшие удельные выделения ТССА при сварке электродами ЦНИИН-4М, по нашему мнению, связаны с особенностями плавления и переноса электродного металла. Как показали ранее проведенные нами исследования, с увеличением толщины электродного покрытия и возрастанием в нем содержания металлической фракции (ферросплавов и металлических порошков) растет количество капель металла и шлака, попадающих в ванну с периферийных участков электрода (рисунок). Эти капли металла и шлака не перегреты до таких высоких температур, как основная капля, формирующаяся на торце электродного стержня. Поэтому процессы испарения с поверхности периферийных капель идут менее интенсивно.

Для определения химического состава и твердости наплавленного металла электродами ЦНИИН-4 и ЦНИИН-4М выполнены шестислойные наплавки на постоянном токе при обратной полярности. Значение тока для электродов ЦНИИН-4

Таблица 2. Интенсивность и удельные выделения ТССА при наплавке электродами ЦНИИН-4 и ЦНИИН-4М (постоянний ток, полярность обратная)

Марка электрода	Режим наплавки		Выделения ТССА, г		
	I_{cv} , А	U_d , В	За 1 мин	На 1 кг расплавленных электродов	На 1 кг наплавленного металла
ЦНИИН-4	140	26–28	$\frac{1,26-1,41}{1,33}$	$\frac{37,9-43,5}{40,6}$	$\frac{52,8-55,2}{54,3}$
ЦНИИН-4М	200	24–25	$\frac{1,46-1,53}{1,50}$	$\frac{33,9-35,0}{34,5}$	$\frac{49,3-51,7}{50,7}$

Примечание. В числителе приведены минимальные и максимальные, а в знаменателе – средние значения показателей.

РЕСУРС

Таблица 3. Химический состав и твердость металла, наплавленного электродами ЦНИИН-4 и ЦНИИН-4М

Марка электрода	Массовая доля элементов, %							Твердость [*] HRC
	C	Si	Mn	Cr	Ni	S	P	
ЦНИИН-4	0,80	0,62	13,0	22,4	2,9	0,035	0,037	29
ЦНИИН-4М	0,79	0,45	12,5	23,3	3,2	0,035	0,025	27
Требования нормативной документации	0,50–0,80	0,80	11,0–14,0	22,0–28,5	2,0–3,5	0,035	0,040	25–37

* Твердость наплавленного металла.

Таблица 4. Результаты расчета стоимости материалов на изготовление 1 т электродов

Наименование материалов	ЦНИИН-4		ЦНИИН-4М	
	Расход на 1 т электродов, кг	Стоимость, грн	Расход на 1 т электродов, кг	Стоимость, грн
Газошлакообразующие материалы	176,0	747	154,7	712
Легирующие материалы	124,5	16340	340,0	38614
Пластификаторы и связующие	75,0	390	164,5	877
Сварочная проволока Св-10Х14Г14Н4Т	678,0	61427	—	—
Сварочная проволока Св-08А	—	—	467,0	3526
Итого	—	78904	—	43729

составляло 140 А, для электродов ЦНИИН-4М — 200 А. Химический состав наплавленного металла анализировали с помощью спектрального метода (табл. 3).

Как видно из данных табл. 3, модернизированные электроды ЦНИИН-4М по химическому составу и твердости наплавленного металла полностью соответствуют требованиям нормативной документации на электроды ЦНИИН-4.

Модернизация электродов ЦНИИН-4 позволила отказаться от дорогостоящей проволоки Св-10Х14Г14Н4Т. Результаты сравнительных расчетов стоимости материалов, необходимых для изготовления 1 т электродов ЦНИИН-4 и ЦНИИН-4М, представлены в табл. 4, из которой видно, что затраты на материалы для изготовления модернизированных электродов существенно ниже (на 35175 грн), чем для изготовления электродов ЦНИИН-4.

Высокие значения эксплуатационных свойств (износстойкость, твердость и др.) наплавленного металла могут быть обеспечены при более экономическом легировании (меньшем содержании хрома, отсутствии никеля и т. д.) по сравнению с системой

легирования, применяемой для электродов ЦНИИН-4. Поэтому параллельно с модернизацией электродов ЦНИИН-4 в ИЭС им. Е.О. Патона разработаны экономнолегированные электроды АНН-10 того же назначения, что и ЦНИИН-4.

Электроды АНН-10 являются аналогом зарубежных UTP BMC немецкой фирмы «UTP» (ныне «Böhler Schweißtechnik Deutschland»), которые уже свыше 10 лет поставляются в Украину. По результатам испытаний, выполненных еще в 1996 г. Всероссийским институтом железнодорожного транспорта, установлено, что электроды UTP BMC по механическим и технологическим свойствам существенно превосходят электроды ЦНИИН-4 и могут использоваться при ремонте железнодорожных крестовин. При этом они обеспечивают в наплавленном металле существенно меньшее количество хрома и никеля (табл. 5).

Испытания опытной партии электродов АНН-10, изготовленных в ИЭС им Е.О. Патона, показали, что по сварочно-технологическим свойствам они сопоставимы с электродами UTP BMC и превосходят электроды ЦНИИН-4.

Таблица 5. Химический состав металла, наплавленного электродами ЦНИИН-4, ЦНИИН-4М, UTP BMC и АНН-10

Марка электрода	Массовая доля элементов, %						
	C	Mn	Si	Cr	Ni	S	P
ЦНИИН-4	0,5–0,8	11,0–14,0	≤0,80	22,0–28,5	2,0–3,5	≤0,035	≤0,040
ЦНИИН-4М	0,5–0,8	11,0–14,0	≤0,80	22,0–28,5	2,0–3,5	≤0,035	≤0,040
UTP BMC	0,6	16,5	0,8	13,5	—	0,032	0,036
АНН-10	0,4–0,8	14,5–18,5	0,6–1,0	12–15	—	≤0,040	≤0,040

Таблица 6. Ударная вязкость металла, наплавленного экономнолегированными электродами опытной партии, электродами ЦНИИН-4 и УТР ВМС диаметром 4,0 мм

Температура испытания, °C	Ударная вязкость, Дж/см ² , на образцах типа IX		
	УТР ВМС	ЦНИИН-4	Экономнолегированные электроды
20	<u>36,3–71,9</u> 54,2×3	<u>8,8–16,7</u> 11,8×3	<u>111,0–115,5</u> 113,5×3
-20	<u>20,9–35,4</u> 28,5×3	<u>8,6–10,6</u> 9,7×3	<u>92,6–103,8</u> 97,3×3

По ударной вязкости наплавленного металла экономнолегированные электроды на порядок превосходят электроды ЦНИИН-4 и в 2–3 раза электроды УТР ВМС (табл. 6).

Указанный эффект проявляется как при нормальном, так и при низком значениях температуры (-20 °C), что, видимо, связано с более мелкозернистой структурой аустенита, по сравнению с электродами УТР ВМС. Согласно существующему мнению, у электродов ЦНИИН-4 наплавленный металл перелегирован хромом, что обусловливает невысокий уровень их механических свойств и прежде всего ударной вязкости.

С экономической точки зрения электроды АНН-10 более выгодны, поскольку имеют меньшую себестоимость, чем электроды ЦНИИН-4 и ЦНИИН-4М, благодаря меньшему расходу доро-

гостоящих ферросплавов и использованию в качестве стержня низкоуглеродистой проволоки Св-08А взамен дорогостоящей высоколегированной проволоки Св-10Х14Г14Н4Т.

Электроды ЦНИИН-4М и АНН-10 можно заказать в Инженерном центре материалов для сварки и наплавки ИЭС им. Е.О. Патона.

Выводы

1. Модернизирован состав покрытия электродов ЦНИИН-4 с учетом замены стержней из высоколегированной проволоки Св-10Х14Г14Н4Т низкоуглеродистой Св-08А, что позволило улучшить технологические и санитарно-гигиенические показатели электродов и снизить их себестоимость на 30–35 %.

2. Разработаны экономнолегированные электроды АНН-10 для наплавки железнодорожных крестовин стрелочных переводов, превосходящие по технологическим характеристикам электроды ЦНИИН-4.

3. С экономической точки зрения электроды АНН-10 более выгодны, чем ЦНИИН-4, поскольку имеют минимальную себестоимость благодаря меньшему расходу дорогостоящих ферросплавов и применению в качестве стержня низкоуглеродистой проволоки Св-08А.

4. На электроды ЦНИИН-4М и АНН-10 разработаны комплекты нормативной документации, что позволяет начать их промышленное производство.

ПРОЕКТ 7.13

Створення методів та системи ударної діагностики для визначення технічного стану та подовження ресурсу будівельних та мостових конструкцій

УДК 621.3.08:621.313.3

СТВОРЕННЯ МЕТОДІВ ТА СИСТЕМИ УДАРНОЇ ДІАГНОСТИКИ ДЛЯ ВИЗНАЧЕННЯ ТЕХНІЧНОГО СТАНУ ТА ПОДОВЖЕННЯ РЕСУРСУ БУДІВЕЛЬНИХ ТА МОСТОВИХ КОНСТРУКЦІЙ

М.В. МИСЛОВИЧ¹, д-р техн. наук, А.Д. ГОРОДЖА², канд. техн. наук, Л.Б. ОСТАПЧУК¹, Р.М. СИСАК¹,
К.А. ГОРОДЖА², Ю.О. НОВОТАРСЬКИЙ², Б.О. ТРОЩИНСЬКИЙ², інженери

(¹Ін-т електродинаміки НАН України,

²Київський нац. ун-т будівництва і архітектури)

Представлено результати по розробці методів та системи ударної діагностики для визначення фактичного технічного стану елементів будівельних та мостових конструкцій, виявлення тих з них, що відпрацювали свій технічний ресурс, та подовження ресурсу всієї конструкції за рахунок своєчасної заміни таких зношених елементів. Розроблено математичні моделі віброакустичних процесів у занурених в ґрунт бетонних палях, а також статистичні методи визначення діагностичних ознак і прийняття діагностичних рішень про стан елементів будівельних і мостових конструкцій, які покладені в основу системи ударної діагностики для визначення технічного стану та подовження ресурсу будівельних і мостових конструкцій. Розроблено лабораторний зразок інформаційно-вимірювальної системи ударної діагностики будівельних і мостових конструкцій, а також алгоритми та відповідне програмне забезпечення, що керує роботою системи.

Ключові слова: будівельні та мостові конструкції, ударна діагностика, статистичні методи

За оцінкою спеціалістів технічний стан будівельних та мостових конструкцій досяг критичної межі, що підвищує ймовірність виникнення аварій і надзвичайних ситуацій. Разом з тим темпи відновлення таких конструкцій є надзвичайно низькими внаслідок економічної ситуації в країні. Тому першочерговим завданням є забезпечення надійної експлуатації існуючого фонду споруд і конструкцій.

Внаслідок зазначеного особливості актуальності набувають питання управління експлуатаційною надійністю та довговічністю відповідних об'єктів шляхом визначення їх технічного стану і залишкового ресурсу та встановлення науково обґрунтованих строків експлуатації.

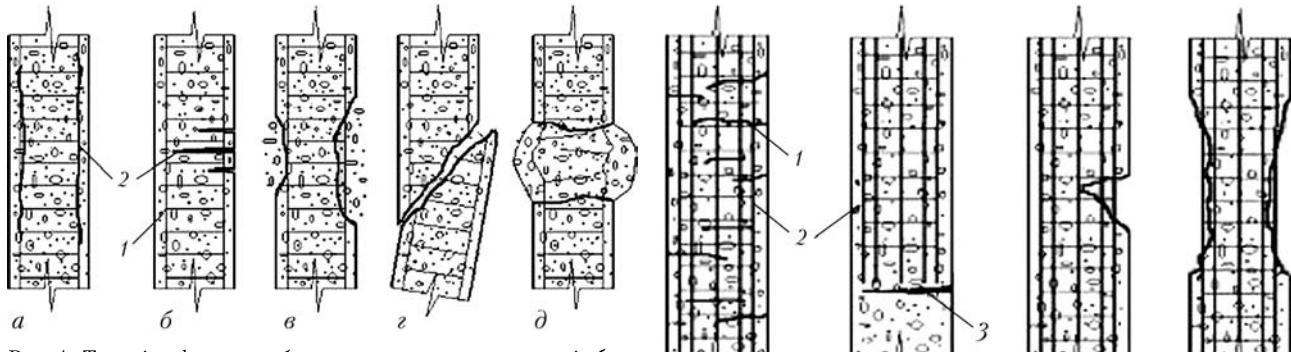
Виконання даного проекту було спрямовано на розробку системи ударної діагностики, яка дасть можливість реалізувати цю мету на практиці. Інформаційно-вимірювальна система, розроблена в результаті виконання проекту, базується на використанні методів обробки сигналів та математичної статистики, причому фактичний стан конструкцій оцінюється комплексно за показниками, які раніше не враховувалися або розглядалися окремо. При використанні системи є можливість виявляти ті складові частини конструкцій, що практично по-

вністю відпрацювали свій ресурс. Заміна таких частин новими буде коштувати значно менше, ніж повна заміна всієї конструкції, але дозволить подовжити ресурс і забезпечити надійну експлуатацію конструкції понад паспортний строк.

Основна увага при дослідженнях приділяється розгляду пальових конструкцій, оскільки сучасне вітчизняне і закордонне будівництво застосовує під будівлі і споруди до 70–80 % пальових фундаментів. Досвід свідчить, що навіть при суровому дотриманні технології не вдається повністю виключити утворення дефектів у палях. Тому для зниження аварійності будівель і споруд на пальових фундаментах необхідно здійснювати контроль всіх паль на об'єкті до влаштування ростверку, коли ще можливо виконати дублі.

Відомо, що при розробці акустичних методів та систем діагностики пальових конструкцій ключову роль відіграють математичні моделі акустичних процесів, що виникають під час вимірювання, оскільки вони визначають набір діагностичних параметрів та методологію прийняття рішень. Систематизація типових дефектів у бетонних палях різного виконання та причин їх утворення необхідна для побудови вирішуючих правил для виявлення та класифікації дефектів за допомогою системи статистичної діагностики.

Розглянемо ці питання детальніше.



Типові дефекти у бетонних палях та причини їх утворення. В Україні при влаштуванні пальових фундаментів будівель і споруд використовують три основних види паль — забивні, буронабивні та буроін'єкційні великого діаметра (400–800 мм) з напірним бетонуванням крізь порожністій шнек. Буроін'єкційні пали можуть виконуватися з екскавацією ґрунту із свердловини (СФА-технологія) і без виносу ґрунту методом «розкатування» (палі-OMEGA).

Основними причинами утворення дефектів у палях є порушення технології виконання робіт, а також вплив ґрунтових умов. Схематично типові дефекти для різних типів залізобетонних паль та стовпів зображені на рис. 1–3.

Дефекти у палях можуть значно вплинути на несучу здатність фундаменту.

Залежно від параметрів, характеру й місця розташування дефектів у стовбурі палі, а також призначення й умов роботи останньої в конструкції фундаменту, дефекти можуть бути припустимими й неприпустимими.

Проблема вибору критеріїв бракування досить складна. Для її оптимального вирішення необхідні складні розрахунки, натурні випробування конструкцій з різними дефектами, узагальнення результатів експлуатації, аналізу причин аварій тощо. При створенні системи статистичної діагностики будівельних та мостових конструкцій вважається, що ці питання вже вирішенні.

Видозмінений луно-метод дефектоскопії паль (Impact-Echo). Видозмінений луно-метод (Impact-Echo) для дефектоскопії паль був запропонований в 1960-х роках Жаном Паке (Франція) [1]. Метод полягає в ударному збудженні пружної хвилі стиснення з вільного торця палі. Частотна область хвильових процесів при цьому виді генерації пружних хвиль становить 0,5–10 кГц.

При поширенні хвилі відбувається від тих ділянок, де змінюється хвильовий опір матеріалу, і в тому числі від кінців палі. Приймач пружних хвиль (датчик швидкості або прискорення), встановлений поруч з точкою збудження, сприймає зондувальний і відбитий імпульси. Миттєві значення цих сигналів, пропорційні швидкості або прискоренню переміщення торця палі, фіксуються

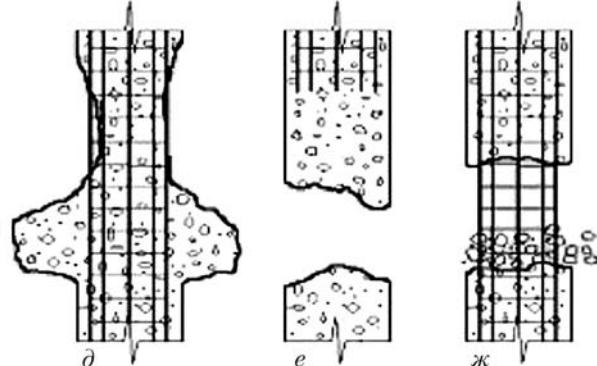


Рис. 2. Типові дефекти в буронабивних палях: а, б — тріщини; в — каверни; г, д — шийки; е — розрив; ж — розмив ґрунтами (1, 3 — тріщини; 2 — арматурний каркас)

в функції часу за допомогою пристрою, що перетворює їх у числовий код та передає в комп'ютер для подальшої обробки.

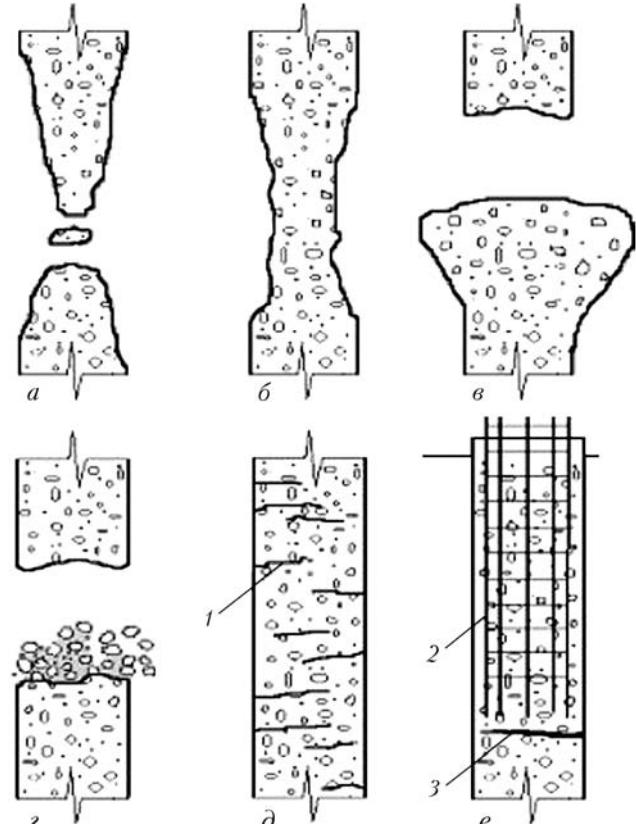


Рис. 3. Типові дефекти в буроін'єкційних палях: а, в — обрив стовбура; б — шийки; г — розмив ґрунтами водами; д, е — поперечні тріщини; (1, 3 — тріщини; 2 — арматурний каркас)

Видозмінений луно-метод має високі показники достовірності, і при цьому процес аналізу результатів (сигналограм хвильових процесів) може бути автоматизований.

Накопичений виконавцями даного проекту досвід свідчить, що луно-метод є найбільш прийнятним для масового застосування серед відомих методів неруйнівного контролю паль; має високу оперативність, дозволяє визначати практично всі види дефектів у палах, якщо площа дефекту чи зміна хвильового опору (zmіна міцності бетону, сторонні включення тощо) на дефектній ділянці перевищує 10 % площину стовбуру палі; дозволяє проводити обстеження паль без суттєвої похиби вже через 7 діб після її виготовлення. Враховуючи сказане, саме цей метод був вибраний за основний для системи ударної діагностики будівельних та мостових конструкцій.

Математичні моделі хвильових процесів у бетонних палах. При луно-методі дефектоскопії збудник і приймач пружних хвиль установлюються на одному торці конструкції, що піддається випробуванням. Імпульсне збурення (зондувальний імпульс) стискає шар матеріалу, що прилягає до площини нанесення удару, і надає йому швидкість, а виникаючі сили пружності стискають наступний шар. Так, рух і деформація передаються від шару до шару у вигляді хвилі стиску, яка при поширенні відбивається від неоднорідностей у конструкції і від її протилежного торця. Зондувальний і відбитий імпульси приймаються й перетворюються в електричні сигнали приймачем пружних хвиль. Миттєві значення цих сигналів, пропорційні швидкості переміщення крайнього шару, фіксуються у функції часу комп'ютером у вигляді сигналограми хвильового процесу.

Проаналізувати хвильовий процес у стрижневій конструкції з бетону вкрай важко, тому що в ній можливе одночасне утворення й існування декількох типів хвиль (поздовжні, поперечні, поверхневі хвилі Релея тощо), які настільки взаємозалежні, що не завжди вдається розмежувати яка частина енергії випромінюється у вигляді того або іншого хвильового руху. При цьому бетон має високі питомі внутрішні втрати і закон Гука для нього можна застосовувати лише в першому наближенні. Тому для побудови хвильової моделі заливобетонних паль прийняті деякі припущення.

1. Поводження бетону в палах описується згідно з моделлю тіла Кельвіна–Фойгта [2], для якої при деформації ε напруження σ визначається як сума пружної й в'язкої складових

$$\sigma = E\varepsilon + \eta \frac{d\varepsilon}{dt}, \quad (1)$$

де E і η — модуль пружності й коефіцієнт в'язкості матеріалу.

При розгляді механічного поводження тіла, яке підкоряється рівнянню (1), зручніше користуватися еквівалентною комбінацією пружини й поршня,

з'єднаних паралельно. Якщо до тіла Кельвіна–Фойгта в момент часу $t = 0$ прикладене постійне напруження σ , деформація зростає за законом

$$\varepsilon = \sigma/E(1 - e^{-t/\alpha}), \quad (2)$$

де $\alpha = \eta/E$ — стала часу. При $t \rightarrow \infty \varepsilon \rightarrow \sigma/E$, тобто до статичного видовження пружини.

Якщо напруження знімається, то ε спадає за експонентним законом. Вплив дисипативних напружень на поширення хвиль розширення в палі може бути розглянуте на найпростішому випадку хвиль розширення в тонких стрижнях. Приймаючи вісь палі за вісь x , позначимо через U зсув часток і через σ напруження в точці з абсцисою x у момент часу t . Тоді рівняння руху буде наступним:

$$\rho \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} = \frac{\partial \sigma}{\partial x}, \quad (3)$$

де ρ — густина матеріалу.

Підставивши значення напруження з рівняння (1) і врахувавши, що $\varepsilon = du/dx$, отримаємо

$$\rho \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} = E \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \eta \frac{\partial^3 u}{\partial x^2 \partial t}, \quad (4)$$

або

$$\frac{1}{C_0^2} \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} = \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} + \alpha \frac{\partial^3 u}{\partial x^2 \partial t}, \quad (5)$$

де $C_0^2 = E/\rho$ — швидкість пружних хвиль.

Для синусоїdalьних хвиль з початковою амплітудою A і частотою $\omega/2\pi$ розв'язок рівняння (5) буде мати вигляд:

$$u = Ae^{-\beta^* x} \sin[j\omega(t - x/C_\phi)], \quad (6)$$

де C_ϕ і β^* — фазова швидкість хвилі і показник затухання хвилі відповідно.

Виходячи з моделі Кельвіна–Фойгта, для бетонної палі вводиться «просторовий» коефіцієнт згасання

$$\beta = 1/2l \ln A_1/A_2, \quad (7)$$

де l — довжина конструкції; A_1 і A_2 — амплітуда зондувального й першого донного імпульсів.

2. Середовище, що оточує палю, не спотворює хвильові процеси в ній.

3. Опір ґрунту по лобовій і бічних поверхнях палі, що перебуває в землі, має пружно-грузлий характер.

Паля представляється одновимірним хвилеводом, у якому без перекручування по всій довжині поширюється тільки поздовжня хвиля із плоским переднім фронтом і постійною швидкістю C_0 , рівною груповій. Відомо, що швидкість пружної хвилі в стрижневій системі залежить від частоти коливань або довжини хвилі й діаметра стрижня. У результаті дисперсії швидкості в стрижні одночас-

но утворюється фазова швидкість поширення фази хвилі C_ϕ і групова швидкість імпульсу C_0 , зв'язані між собою залежністю

$$C_0 = C_\phi - \lambda \frac{dC_\phi}{d\lambda}. \quad (8)$$

Неспоторене поширення імпульсу по стрижневій конструкції з постійною швидкістю $C_0 = \sqrt{E/\rho}$ буде за умови

$$0,1 < d/\lambda \leq 0,5, \quad (9)$$

де d — діаметр або найменший поперечний розмір перетину конструкції; $\lambda = C_0/f$ — довжина хвилі; f — верхня гранична частота групи синусоїдальних складових зондувального імпульсу.

Аналіз амплітудних спектрів імпульсів, що мають дзвоноподібну форму, показав, що довжину хвилі можна приймати рівній подвоєній зоні стиску, тобто $\lambda' = 2C_0\tau$, де τ — тривалість імпульсу. Тоді для конструкцій, виконаних з бетону класів В15–В25 при $d = 0,3\text{--}0,8$ м ($C_0 = 3000\text{--}4200$ м/с), тривалість зондувального імпульсу становить 150–550 мкс.

При такій тривалості імпульсу мікронеоднорідний за структурою бетон можна вважати однорідним матеріалом, тому що геометричні розміри великої кількості неоднорідних заповнювачів, рівномірно розподілених по виробу, набагато менші довжини хвилі. У цьому випадку конструкція характеризується акустичним або хвильовим опором

$$R_a = \rho C_0/C, \quad (10)$$

де S — перетин хвилеводу; $R_{ay} = \rho C_0$ — акустична твердість, рівна $10,8 \cdot 10^5$ Па·с/м для бетону класу В25 і вище; $(2,8\text{--}5) \cdot 10^5$ Па·с/м — бетону класу В15 і нижче; $1,49 \cdot 10^5$ Па·с/м — води; 43 Па·с/м — повітря.

У цих умовах перешкоду будь-якої форми на шляху хвилі в конструкції з постійним хвильовим опором можна розглядати як плоско-паралельний шар, якщо ширина шару (ділянки), на якому відбувається зміна хвильового опору, менша за зону стиску. Тоді коефіцієнти відбиття V і заломлення W можна визначати по відомих формулах Френеля при нормальному падінні плоскої хвилі на плоску перешкоду

$$V = \frac{R'_a - R_a}{R'_a + R_a}; \quad W = \frac{2R'_a}{R'_a + R_a}, \quad (11)$$

де R_a і R'_a — хвильові опори на бездефектній та дефектній ділянках. Заломлюючись, хвilia стиску не змінює свого напрямку, а при кожному черговому відбитті знак напрямку хвилі завжди змінюється. У випадку наявності вільного кінця або при $R'_a < R_a$, коли коефіцієнт відбиття має негативне значення, хвilia відбивається у вигляді подібної до неї хвилі розтягання й, навпаки, при $R'_a > R_a$ — у вигляді хвилі стиску. При поширенні

хвилі стиску в одновимірному середовищі слід розрізняти два явища: поширення хвилі зі швидкістю C_0 і рух часток у зоні стиску, швидкість яких пропорційна напруженням σ_x фронту хвилі

$$C_x = C_0 \sigma_x/E. \quad (12)$$

Для хвилі стиску напрямок руху (швидкості) часток збігається з напрямком поширення хвилі. Якщо вихідний напрямок руху часток крайнього шару, на якому встановлені випромінювач і приймач пружних хвиль, у момент порушення хвилі прийняти позитивним, то знак наступних переміщень можна визначити по добуткові значка напрямку хвилі на знак коефіцієнта відбиття або заломлення. Знак ЕРС приймача пружних хвиль, що реєструє деформацію крайнього шару, залежить від напрямку руху часток, а амплітуда — від швидкості їхнього переміщення.

Внаслідок прийнятих припущень модель палі представляється як система з розподіленими параметрами, що складається з n -ї кількості шарів із зосередженими масами m , зв'язаними між собою й ґрунтом невагомими пружно-грузлими зв'язками E і η . Якщо палі перевбуває в землі, то при її поздовжньому зсуві виникають пружно-грузлі сили реакції ґрунту E' і η' , пропорційні величині й швидкості зсуву шарів щодо ґрунту.

Електричним аналогом такої механічної хвильової моделі є довга лінія. В електричній моделі системи параметри індуктивності L , омічного опору R і електричної ємності C імітують відповідно масу, грузле тертя й пружність у палі на довжину шару, а пружність і в'язкість ґрунту імітують C_1' і R_1' .

Для електричної моделі палі хвильовий опір ланки лінії є комплексною функцією від кутової частоти ω [3]

$$Z_B = \sqrt{Z_c/Y} = \sqrt{L/C + jR\omega L},$$

де Z_c і Y — характеристичний опір і комплексна провідність одиниці довжини відповідно.

Якщо матеріал палі однорідний (C і R — const) і по довжині змінюється тільки поперечний переріз, тоді модуль хвильового опору буде змінюватися по довжині пропорційно перетину. Тому на фіксованих частотах при визначенні коефіцієнтів відбиття й заломлення від місць зміни перетину можна користуватися формулами (11), оперуючи в цих формулах тільки модулями хвильових опорів. При цьому коефіцієнт відбиття не залежить від частоти й при відбитті форма імпульсу не буде змінюватися. Аналітично виразити послідовні багаторазові відбиття у системі з розподіленими параметрами досить складно. Тому в роботі використовується просторова часова діаграма або «Сітка Бьюлій» [4].

Збуджена на нульовій границі пружна хвilia поступово проходить через границі розділу шарів. Якщо хвильові опори по сторонах границі розділу різні, то на цій границі виникає відбита й заломле-

на хвилі. Миттєві значення цих хвиль рівні миттєвому значенню вихідної (падаючої) хвилі, помноженому на просторовий коефіцієнт згасання β , відповідно, на коефіцієнти відбиття або заломлення. Ці знову утворені хвилі, досягнувши на своєму шляху чергову границю розділу з різними значеннями хвильових опорів шарів, знову породжують по дві складові хвилі — відбиту β заломлену.

Оскільки у луно-методі деформація матеріалу виробу лінійно залежить від напруги хвилі, то при дослідженні поширення хвиль застосуємо принцип суперпозиції. Тоді миттєві значення хвиль деформації, що поширяються в прямому й зворотньому напрямку, які позначимо через A_{nm} і A'_{nm} для n -го шару і m -го моменту часу, можна виразити так:

$$\begin{aligned} A_{(\bar{n}+1)(\bar{m}+1)} &= [A_{nm}W_{\bar{n}} \pm A'_{(\bar{n}+1)\bar{m}}V_{\bar{n}}]\beta; \\ A'_{1(\bar{m}+1)} &= [A_{(\bar{n}+1)\bar{m}}W_{\bar{n}} \pm A_{nm}V_{\bar{n}}]\beta. \end{aligned} \quad (13)$$

Миттєве значення хвилі, що повернулася назад до нульової границі поділу x_0 в m -ий момент часу, виражається рівнянням:

$$A'_{1\bar{m}} = [A'_{2(\bar{m}-1)}W' \pm A_{1(\bar{m}-1)}V'_1]\beta. \quad (14)$$

Якщо при відомих параметрах A_n , V , W і β розв'язати систему рівнянь щодо миттєвих значень відбитих хвиль, що прийшли назад у перший шар у різні моменти часу, а потім зробити підсумовування хвиль, зрушуючи в часі кожну чергову хвиллю на подвійний час пробігу по шару, то отриманий у такий спосіб графік $A'(t)$ буде тією сигналограмою, яку приймає і реєструє апаратура забезпечення луно-методу. Таку задачу назовемо «прямою» або синтезом сигналограми. Якщо ж у системі задати миттєві значення сигналограми й просторовий коефіцієнт загасання, то розв'язуючи систему щодо коефіцієнта відбиття можна визначити хвильові опори шарів, що є кінцевою метою даної роботи — аналіз сигналограм або зворотне завдання.

Безпосередні рішення системи рівнянь прямої і зворотньої задачі при великій кількості шарів досить громіздкі, тому довжина шару при синтезі й часовий «крок» при аналізі сигналограм вибираються виходячи з необхідної точності.

При розв'язуванні прямої задачі був створений каталог типових сигналограм хвильових процесів, відповідних до різних варіантів розподілу хвильових опорів по довжині стовбура бетонної паль. Для перевірки результатів розрахунку були виготовлені дослідні пали зі штучно вбудованими дефектами з пінопласти. При випробуванні дослідних паль були встановлені незначні розбіжності в синтезованих і реально отриманих сигналограмах, які на реальних сигналограмах утворюються за рахунок коливань від хвиль Релея в оголовку палі. Ці коливання, при відомій геометрії оголовка, можна визначити й відфільтрувати в процесі аналізу сигналограми.

Однак аналіз і інтерпретація результатів випробувань дотепер є складним завданням і вимагає

значних навичок оператора. Існує багато фактірів, як зовнішніх (ґрутові умови) так і внутрішніх (структурні неоднорідності), вплив яких ускладнює аналіз, а іноді робить його неможливим. В американському стандарті D5882-00 зазначено, що для аналізу й інтерпретації результатів в оператора повинен бути досвід проведення даних випробувань не менш 5 років. Однак навіть чітке виконання вимог стандарту не виключає помилок при обробці результатів випробувань, цьому сприяє відсутність автоматичного режиму аналізу.

Ймовірнісна модель коливань будівельних та мостових конструкцій при ударному впливі та обґрунтування діагностичних ознак для їх діагностики. Вище було розглянуто механічну та електричну моделі відкритої та заглибленої у ґрунт залізобетонних паль. У відповідності з [4–7], при ударному впливі на таку систему її відгук має багаторезонансний характер, оскільки залізобетонну палю, заглиблену у ґрунт, можна розглядати як багаторезонансну систему певним чином з'язаних RLC -контурів.

Це ж можна сказати і про інші елементи будівельних та мостових споруд, які є масивними металічними або залізобетонними конструкціями. Тому можна розробити загальну математичну модель, що описує коливальні процеси в цих різних конструкціях виходячи із загальних позицій, а при діагностиці в кожному конкретному випадку модель буде уточнюватися таким чином, що її параметри будуть відображати властивості конкретного об'єкта діагностики.

Розглянемо математичну модель вібрацій, викликаних ударним впливом на масивні конструкції, що побудована на основі лінійних випадкових процесів (ЛВП).

Як відомо [5, 6], багаторезонансні системи характеризуються вектором імпульсних переходних функцій з компонентами

$$\varphi_j(\tau) = \frac{\omega_j^2}{\Psi_j} e^{-\beta_j \tau} \sin(\psi_j \tau) U(\tau), \quad (15)$$

де

$$j = \overline{1, n}, \quad \psi_j = \sqrt{\omega_j^2 - \beta_j^2}, \quad \omega_j = \frac{1}{\sqrt{L_j C_j}},$$

$$R_j = \frac{R_j}{2L_j} > 0, \quad \omega_j > \beta_j,$$

а $U(x)$ — нормалізована функція Хевісайда.

Вібрації в точці розміщення акселерометра в усталеному режимі можна розглядати як суму випадкових процесів, що надходять у цю точку по різних каналах поширення у об'єкті, який діагностується:

$$\xi(t) \sum_{j=1}^n a_j \xi_j(t), \quad t \in (-\infty, \infty), \quad (16)$$

де n — натуральне число, обумовлене конструктивними, технологічними й експлуатаційними ха-

рактеристиками об'єкта, у якому поширюється вібраційна хвиля; a_j — вагові коефіцієнти, що враховують згасання вібраційної хвилі по відповідному каналу.

У розглянутому випадку кожна компонента відгук, яка пов'язана з певним каналом поширення і входить як доданок у (16), може бути представлена в усталеному режимі у вигляді ЛВП, який має вигляд

$$\xi_j(t) = \int_{-\infty}^{\infty} \varphi_j(\tau) d\eta_j(\tau), \quad j = \overline{1, n}, \quad (17)$$

де функції $\varphi_j(\tau)$, $\tau \in (-\infty, \infty)$ визначаються з (15) для всіх компонент; $\{\eta_j(\tau), j = \overline{1, n}\}$ — вектор породжуючих процесів з незалежними приростами, похідні компонент якого впливають на входи багаторезонансної системи — моделі досліджуваного об'єкта. Передбачається, що компоненти вектора породжуючих процесів стохастично зв'язані і цей зв'язок настільки сильний, що їх можна вважати стохастично еквівалентними.

Таким чином, розгляд сумарного процесу вібрацій у точці реєстрації здійснюється відповідно до резонансних властивостей кожного каналу в цій коливальній системі.

У рамках енергетичної теорії розглянемо деякі характеристики процесу (16) з урахуванням виразу (17). На підставі викладок, наведених у [6], кореляційна функція процесу (16) має вигляд:

$$R(s) = \sum_{j=1}^n e^{-\beta_j|s|} [A_{jn} \cos \psi_j s + B_{jn} \sin \psi_j s], \quad (18)$$

де

$$A_{jn} = \frac{a_j \omega_j^2}{2\psi_j} \sum_{k=1}^n \frac{a_k \omega_k^2 a_{kj}}{\psi_k} \kappa_{2kj} \geq 0,$$

$$B_{jn} = \frac{a_j \omega_j^2}{2\psi_j} \sum_{k=1}^n \frac{a_k \omega_k^2 b_{kj}}{\psi_k} \kappa_{2kj},$$

a_j, a_k — вагові коефіцієнти для j -го і k -го входів:

$$a_{kj} = \frac{\beta_{kj}}{\beta_{kj}^2 + \tilde{\psi}_{kj}^2} - \frac{\beta_{kj}}{\beta_{kj}^2 + \psi_{kj}^2} \geq 0; \quad \beta_{kj} = \frac{\tilde{\psi}_{kj}}{\beta_{kj}^2 + \tilde{\psi}_{kj}^2} + \frac{\psi_{kj}}{\beta_{kj}^2 + \psi_{kj}^2}; \\ \beta_{kj} = \beta_k + \beta_j; \quad \psi_{kj} = \psi_k + \psi_j; \quad \tilde{\psi}_{kj} = \psi_k - \psi_j,$$

κ_{2kj} — змішаний другий семінваріант випадкових величин $\eta_k(1)$ і $\eta_j(1)$, $\kappa_{2kj} = \kappa_2[\eta_k(1)\eta_j(1)]$, при $k = j$ він переходить у дисперсію відповідної величини.

Процес (16) є стаціонарним і гільбертовим, $R(0) < \infty$, тому для нього існує спектральна щільність, що визначається як косинус-перетворення Фур'є згідно [6] з урахуванням (18) у вигляді

$$S(\omega) = \sum_{j=1}^n \frac{A_{jn} \beta_j (\omega_j^2 + \omega^2) + B_{jn} \psi_j (\omega_j^2 + \omega^2)}{(\omega_j^2 + \omega^2)^2 - 4\omega^2 \psi_j^2}. \quad (19)$$

Як можна бачити, і кореляційна функція (18), і спектральна щільність (19) процесу (16) цілком визначаються параметрами ψ_j і β_j , $j = \overline{1, n}$, які можна використати для дослідження характеру вібрацій об'єкта, що діагностується. Як випливає з досліджень, розглянутих у [2-7], їх можна використовувати як діагностичні ознаки для визначення ряду дефектів.

Зупинимось на питанні статистичної оцінки цих параметрів. Як показали результати експериментів, кореляційна функція відгуку вузла, що діагностується, на збудження вібраційною ударною хвилею має експоненційно-синусоїдальний вигляд. Необхідно по визначеній експериментально кореляційній функції знайти параметри, які б можна було використати у якості діагностичних ознак.

Якщо спектральна щільність потужності досліджуваного процесу має тільки один яскраво визначений максимум при умові, що інші практично незначущі, тобто в (16) можна аргументовано прийняти $n = 1$, вираз (18) представимо у вигляді

$$R(s) = R(0) \hat{R}(s), \text{ де } R(0) = \frac{a_1^2 \kappa_2 \omega_1^2}{4\beta_1}; \quad \hat{R}(s) — \text{ нормована кореляційна функція,}$$

$$\hat{R}(s) = e^{-\beta_1 |s|} \left(\cos \psi_1 s + \frac{\beta_1}{\psi_1} \sin \psi_1 |s| \right). \quad (20)$$

В якості статистичної оцінки $\tilde{\psi}_1$ можна вибрати лінійну оцінку у вигляді

$$\tilde{\psi}_1 = \frac{1}{n} \sum_{j=1}^n \frac{\pi j}{\tilde{s}_j},$$

де n — об'єм вибірки $\{\tilde{s}_j, j = \overline{1, n}\}$; \tilde{s}_j — оцінки точок екстремумів функції (20), знайдені по реалізації нормованої кореляційної функції.

В якості статистичної оцінки β_1 візьмемо середнє арифметичне

$$\tilde{\beta}_1 = -\frac{1}{n} \sum_{j=1}^n \frac{\ln [(-1)^j \hat{R}(s_j)]}{\tilde{s}_j},$$

де $\hat{R}(s_j)$, $j = \overline{1, n}$ — оцінки експериментальних значень кореляційної функції (20).

Розв'язок задачі статистичного оцінювання β_j та ψ_j при кількості резонансів, більшій за 1, досить громіздкий. Припускаючи, що породжуючі процеси для резонансних частот некорельовані, тобто $\kappa_{2kl} = 0$ при $k \neq j$, вираз (18) при $s \geq 0$ запишемо так:

$$R'(s) = -\sum_{j=1}^n \frac{a_j^2 \kappa_{2jj} \omega_j^2}{\psi_j} e^{-\beta_j |s|} \sin \psi_j |s|. \quad (21)$$

В цьому випадку спектральна щільність потужності має вигляд

$$S(\omega) = \sum_{j=1}^n \frac{a_j^2 \kappa_{2jj} \omega_j^2}{(\omega_j^2 + \omega^2)^2 - 4\omega^2 \psi_j^2}. \quad (22)$$

Маючи значення $R(s)$ та $S(\omega)$ при різних значеннях s і ω , можемо побудувати по (21)–(22) систему лінійно незалежних рівнянь, до яких входять невідомі числові параметри, а також оцінки β_j і ψ_j , $j = 1, n$.

При малих β_j значення резонансних частот ψ_j можна наблизено визначити по максимумам на графіку кривої (22).

Наведені співвідношення реалізовані в програмному забезпеченні, на основі якого працює лабораторний зразок IBC ударної діагностики будівельних та мостових конструкцій, створений при виконанні проекту.

Як відомо [5, 6], ефективне вирішення задачі діагностики певних видів дефектів технічних об'єктів можливе тільки за умови попереднього формування так званих навчаючих сукупностей, або банку даних. Основою для побудови такого банку служать запропоновані за результатами аналізу моделей досліджуваних об'єктів діагностичні параметри, за якими і формуються навчальні сукупності, що відповідають певним технічним станам цих об'єктів.

У нашому випадку для створення банку даних для виявлення та класифікації певних видів дефектів у різних будівельних та мостових конструкціях можуть бути використані часові і спектральні характеристики вібрацій, основні з яких: β_j – коефіцієнти загасання; ψ_j – частоти максимумів спектрограмми.

Лабораторний зразок IBC ударної діагностики будівельних та мостових конструкцій. Зупинимося на розгляді особливостей побудови лабораторного зразка IBC, створеного під час виконання проекту.

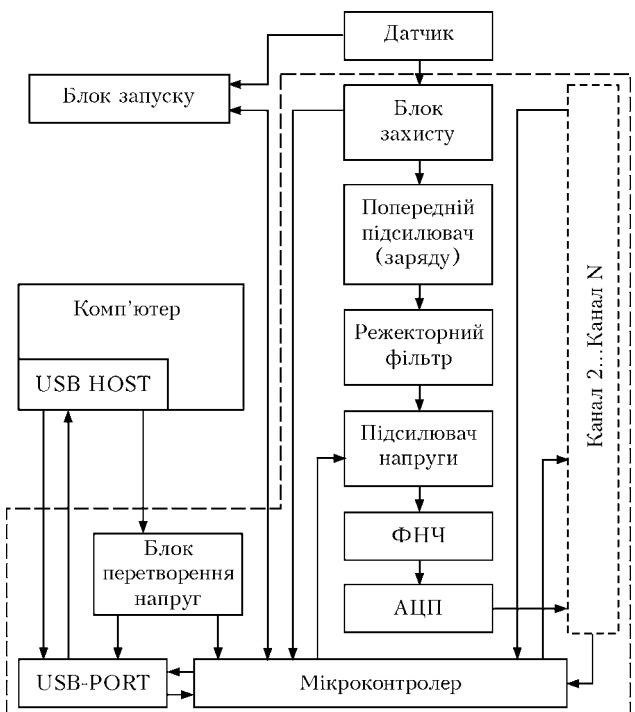


Рис. 4. Структурна схема лабораторного зразка IBC

Основою для розробки структурних та принципових схем зразка IBC були:

- технічні та експлуатаційні вимоги до вимірювальної апаратури, що використовується в складі IBC ударної діагностики будівельних та мостових конструкцій;

- математичні моделі віброакустичних процесів, що виникають при ударній дії на конструкцію, що діагностується;

- емпіричні дані про інформаційні параметри вібраційних діагностичних сигналів;

- теоретичне обґрунтування діагностичних ознак за результатами аналізу математичної моделі вібраційного ударного сигналу;

- статистичні методи обробки діагностичних сигналів та алгоритми і програмне забезпечення, що їх реалізують.

Практичне використання лабораторного зразка IBC ударної діагностики будівельних та мостових конструкцій передбачає роботу системи в складних умовах. Серед основних факторів, що впливають на особливості його побудови, слід зазначити мобільність системи та важкі умови експлуатації (робота на будівельних майданчиках).

Враховуючи вищесказане, система має використовувати акумуляторне живлення, що потребує заходів збереження електроенергії в режимах очікування та проведення вимірювань. Використання системи для обстеження конструкцій в умовах великих будівельних майданчиків вимагає швидкого розгортання та згортання її елементів, оскільки при наявності багатьох ділянок обстеження ця характеристика системи набуває принципового значення. Тобто необхідно зменшити кількість фізичних елементів та ліній їх з'єднань. Використання системи в мобільному режимі також може привести до помилок при під'єднанні елементів системи, що необхідно врахувати при проектуванні системи.

Для реалізації поставлених задач дослідний зразок IBC було реалізовано у вигляді двох основних частин: модуля збору інформації та портативного комп'ютера (рис. 4). Модуль збору інформації виконує функції по перетворенню та попередній обробці аналогових сигналів, що надходять з різних датчиків, і передачу їх в портативний комп'ютер, який їх реєструє, обробляє та видає результати на дисплей.

В якості інтерфейсу між комп'ютером та модулем збору інформації використано Universal Serial Bus (USB). Завдяки вбудованим лініям живлення, що забезпечують струм до 500 мА, USB дозволяє використовувати модуль збору без власного блоку живлення, а також забезпечує необхідну швидкість передачі даних в комп'ютер (12 Мбіт/с), що дає можливість передавати значні обсяги інформації без використання буферної оперативної пам'яті. Обмін даними здійснюється через блок USB-PORt, який виконує основні вимоги USB протоколу і реалізує обмін даними між мікроконтролером, який здійснює керування модулем збору інформації, і комп'ютером.

Вимірювальні канали можуть включати п'езокерамічні акселерометри (під'єднуються на вхід попереднього підсилювача) або інші типи акселерометрів (з виходом по напрузі), що під'єднуються безпосередньо.

Окремо встановлений вхід блоку запуску використовується при роботі пристрою в імпульсному режимі. В якості основного елемента використовується компаратор. Поріг запуску задається за допомогою ЦАП з мікроконтролеру.

Сигнали з датчиків поступають на блок захисту від короткого замикання, обриву з'єднувальних кабелів та високої напруги. При виникненні аварійної ситуації сигнал поступає в мікроконтролер.

Наступним блоком в обробці сигналу є попередній підсилювач, що забезпечує підсилення потужності сигналу і зменшує накладання завад на корисний сигнал.

Режекторний фільтр необхідний для усунення промислової частоти 50 Гц. Далі сигнал надходить на підсилювач напруги зі змінним коефіцієнтом підсилення. Значення коефіцієнта підсилення задається для кожного каналу окремо. Підсиленний сигнал пропускається через фільтр нижніх частот і далі перетворюється за допомогою АЦП в цифрову форму (АЦП встановлюється для кожного каналу окремий). Всі сигнали з АЦП поступають по інтерфейсній шині SPI у мікроконтролер.

Обладнання для промислового призначення обов'язково повинно бути захищене від впливу навколошнього середовища, тобто проникнення всередину приладу твердих часток, пилу та рідини. Для роботи приладу в умовах будівельного майданчика (а саме таке використання приладу вважається штатним) прилад повинен бути захищений від дії атмосферних опадів (сніг, дощ) та проникнення всередину пилу. Тому було вибрано ступінь захисту IP65 (згідно з міжнародним стандартом DIN EN 60529 — повний захист від попадання пилу і захист від струменя води малого тиску в будь-якому напрямку).

Для захисту електронного монтажу від впливу рідини або пилу після виконання наладки та вдалого випробування приладу використовується метод повної заливки внутрішньої порожнини спеціальним компаундом «НОМАКОН» КПТД-1.

Оскільки прилад працює у комплексі з датчиками та портативним комп'ютером, виникає необхідність організації захисту зовнішніх конекторів типу BNC (для під'єднання зовнішніх датчиків) та USB-B (для під'єднання комп'ютера). Крім захисту по класу IP необхідно також забезпечити механічний захист з'єднань, тобто захист від пошкоджень контактних груп та кабелю біля конектора внаслідок можливих ривків у процесі експлуатації. На сьогоднішній день на ринку України такі конектори присутні.

Усі компоненти системи (портативний комп'ютер, прилад, датчики та комутаційні кабелі) повинні зберігатись та транспортуватись в спеціальному кейсі, де влаштовано посадочні місця з м'якого матеріалу (поролону). Такі заходи мають на меті попередити механічні пошкодження найбільш вразливих компонентів — датчиків та комп'ютера.

Висновки

Таким чином, було проведено аналіз типових дефектів у таких важливих елементах будівельних конструкцій як бетонні палі різного виконання, а також виявлено основні причини їх утворення. Розроблено математичні моделі вібраакустичних процесів у занурених в ґрунт бетонних палях.

На основі теорії ЛВП розроблено ймовірнісну математичну модель вібрації у елементах будівельних та мостових конструкцій, яка враховує стохастичну природу вібрації і за рахунок цього більш адекватно описує реальні фізичні коливальні процеси, що відбуваються в елементах будівельних та мостових конструкцій внаслідок прикладення ударного впливу.

Запропоновано діагностичні ознаки для діагностики будівельних та мостових конструкцій, розроблено статистичні методи отримання їхніх кількісних оцінок за результатами вимірювання вібрацій, які покладені в основу системи ударної діагностики для визначення технічного стану та подовження ресурсу будівельних та мостових конструкцій.

Виготовлено лабораторний зразок автоматичної системи статистичної ударної діагностики для визначення технічного стану та подовження ресурсу будівельних та мостових конструкцій, яка має підвищена достовірність діагностики. Застосування такої системи на практиці дасть можливість своєчасно виявляти елементи будівельних та мостових конструкцій, які мають дефекти, що, при умові їх заміни або покращення, призведе до підвищення надійності та подовження ресурсу конструкцій в цілому.

1. Paquet J. Etude vibratoire des pieux en béton en réponse harmonique et impulsionale. Application au contrôle // Annales de l'institut Technique du Bâtiment et des travaux Publics. — 1968. — № 5. — P. 794–803.
2. Дейвис Р.М. Волны напряжения в твердых телах. — М.: Изд-во ин. лит-ры, 1961. — 102 с.
3. Основы теории цепей / Г.В. Зевека, П.А. Ионкин, А.В. Нетушил, С.В. Страхов. — М.: Энергия, 1975. — 752 с.
4. Вибрация энергетических машин: Справочное пособие / Под ред. Н.В. Григорьева. — Л.: Машиностроение, 1974. — 464 с.
5. Городжа К.А., Мыслович М.В., Сисак Р.М. Моделювання відгуків електротехнічного обладнання на ударний вплив та використання його результатів при створенні автоматизованих систем діагностики // Вісник Нац. ун-ту «Львівська політехніка». — 2009. — № 654. — С. 65–70.
6. Марченко Б.Г., Мыслович М.В. Вибродіагностика подшипниковых узлов електрических машин. — К.: Наук. думка, 1992. — 195 с.
7. Шубов И.Г. Шум и вибрация электрических машин. — 2 изд., перераб. и доп. — Л.: Энергоатомиздат, 1986. — 208 с.

ПРОЕКТ 7.14

Розробити та впровадити технологію виробництва літих лап культиваторів з підвищеним ресурсом експлуатації

УДК 621.89:621.762:621.822

ОСОБЕННОСТИ ТЕРМООБРАЗОВАНИЯ НАВЕСНОГО ОБОРУДОВАНИЯ ДЛЯ СЕЛЬХОЗТЕХНИКИ

К.А. ГОГАЕВ, д-р техн. наук, **С.М. ВОЛОЩЕНКО**, канд. техн. наук
(Ин-т проблем материаловедения им. И.М. Францевича НАН Украины)

Изложены результаты исследований фазового состава, структуры и свойств высокопрочных чугунов в зависимости от режимов термической обработки. Приведены также данные по влиянию термической обработки на триботехнические свойства бейнитного чугуна с шаровидным графитом в сравнении с лемешной сталью, а также результаты натурных испытаний литых лемехов и лап культиваторов.

Ключевые слова: высокопрочный бейнитный чугун, изотермическая закалка, модификаторы, лемехи, лапы культиваторов

В агропромышленном комплексе Украины в почвообрабатывающей технике широко используется различное навесное и полунавесное оборудование — культиваторы, копачи, рыхлители, плуги и т. п. Непосредственно для обработки почвы используют сменные детали — лемехи на плугах, лапы культиваторов, диски на дисковых плугах, диски к боронам, диски копачей и т. п. Несмотря на значительное (с 30 до 18 млн га) уменьшение обрабатываемых площадей, ежегодно потребляется значительное количество этих сменных деталей (700–750 тыс. шт. лап культиваторов, до 1 млн лемехов, 600–650 тыс. шт. дисков для дисковых плугов). Качество сменных деталей отечественного производства оставляет желать лучшего, средняя наработка стальных лемехов с наплавленным лезвием составляет 30–35 га, а без наплавки менее 20 га. Аналогичная картина имеет место и для других сменных деталей почвообрабатывающей техники. Импортные навесные детали имеют ресурс в несколько раз выше, но они в 5–8 раз дороже и, кроме того, не могут устанавливаться на оборудование отечественного производства.

В связи с этим представляет значительный практический интерес использовать для производства лемехов и других деталей почвообрабатывающей техники, требующих высокую износостойкость и прочность, бейнитный высокопрочный чугун. Указанный материал широко применяется для тяжелонагруженных деталей, работающих в условиях абразивного износа [1–6], взамен изделий из легированных марок сталей. Высокий ресурс и необходимая эксплуатационная надежность деталей из

бейнитного высокопрочного чугуна с шаровидным графитом (БВЧШГ) зависят от заданного структурно-фазового состояния, формируемого в процессе литья и последующей термической обработки [1, 2].

Литые лемехи и лапы культиваторов изготавливали из БВЧШГ с базовым химическим составом, масс. %: 3,1–3,2 C; 2,4–3,2 Si; 0,3 Mn; 0,01–0,02 Cr; 0,02 P; 0,02 S. С точки зрения экономической целесообразности содержание легирующих компонентов ограничили до, масс. %: 0,4–0,6 Ni; 0,3–0,5 Cu; 0,2–0,35 Mo.

Плавку проводили в индукционной электропечи ИСТ-0,4. Температуру жидкого чугуна перед выпуском контролировали с помощью термопары и поддерживали на уровне 1460–1480 °C. Жидкий чугун из печи выливали в предварительно прогретый до температуры 700–800 °C ковш. С целью получения шаровидного графита на дно ковша вводили модификатор МКК 1 в количестве 2,0–2,2 % массы жидкого металла, изготовленный методом прокатки. Метод прокатки позволяет изготавливать модификаторы с заданным составом, обеспечивая тем самым стабильность результатов модификации [7]. МКК1 содержал, масс. %: 8,5 Mg; 8 Ca; 2,5 Ba; 17 Al; 12 Fe; 15 % ФС-75; 3,5 % РЗМ; 12 % флюорита. Детали и клиновидные пробы отливали в сухие песчаные формы.

Изучение структуры и механических свойств проводили на образцах, вырезанных из клиновидных проб. Фазовый состав БВЧШГ изучали с помощью рентгенофазового анализа на дифрактометре HZG-4 в CoK_α-излучении по стандартной методике.

Для определения оптимального режима термической обработки, который обеспечит необходимый комплекс свойств с точки зрения износостой-

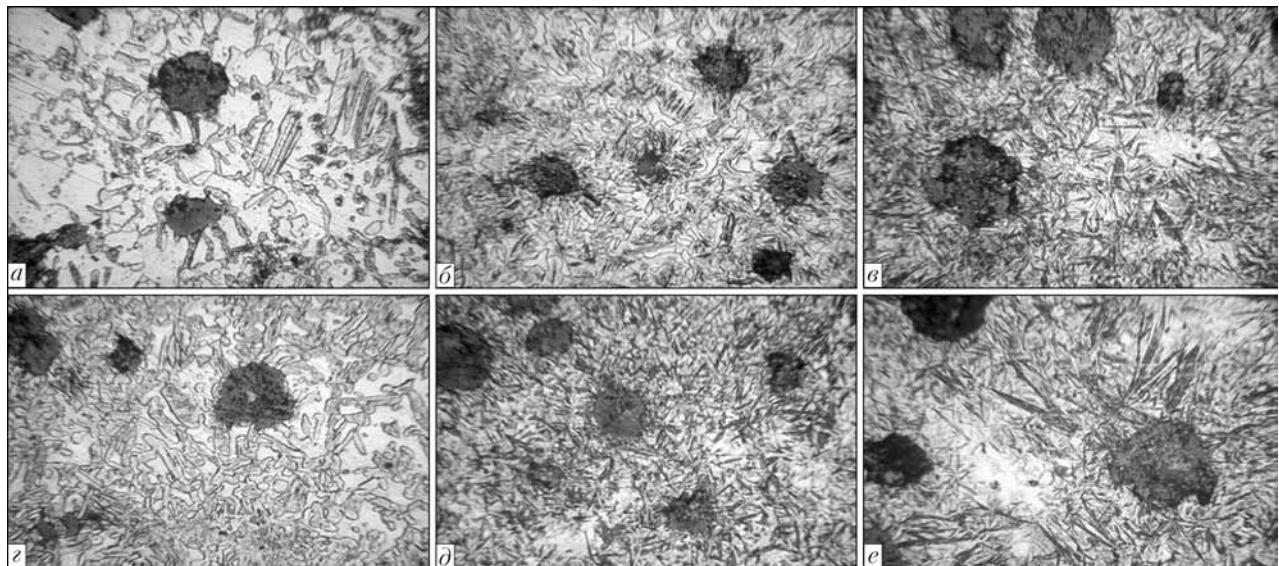


Рис. 1. Микроструктуры ($\times 500$) ВЧШГ после закалки в масло от температуры аустенитизации 860, 880, 920 °С: $a-e$ — с выдержкой 20; $d-e$ — 40 мин

кости и эксплуатационной способности, были рассмотрены следующие варианты: изотермическая закалка от оптимальной температуры аустенитизации в олове при температуре 300 и 350 °С и выдержкой 1, 2 и 3 ч. Оптимальную температуру аустенитизации определяли по максимальной твердости и микроструктуре после закалки образцов в масле от температур 860, 880 и 920 °С с выдержкой в печи 20, 40 и 60 мин.

Микроструктура металлической матрицы в литом состоянии ферритно-перлитная с шаровидным графитом ($\Phi + P + ШГ$). Твердость образцов в литом состоянии, вырезанных из клиновидной пробы, составляла $HRC 22-23$ ($HB 230-240$). Оптимальную температуру аустенитизации определяли по максимальной твердости и микроструктуре после закалки образцов в масле от температур 860, 880 и 920 °С с выдержкой в печи 20, 40 и 60 мин. Микроструктура образцов после закалки в масле от температур 860, 880 и 920 °С и выдержки 20, 40 и 60 мин приведена на рис. 1.

Твердость HRC после закалки с температуры аустенитизации 920 °С при выдержке от 20 до 60 мин в связи с появлением остаточного аустенита имеет тенденцию к снижению от $HRC 57-58$ до $HRC 54-55$. Из анализа микроструктуры (см. рис. 1) и данных по твердости оптимальным

режимом закалки были приняты следующие параметры: температура аустенитизации 880 °С и выдержка 40 мин.

На рис. 2 показаны микроструктуры, полученные на образцах БВЧШГ: после аустенитизации 890 ± 10 °С, выдержкой 30 мин и изотермической закалкой в олове при температуре 310 ± 10 °С с выдержкой соответственно 1, 2 и 3 ч.

Микроструктура матрицы БВЧШГ после изотермической закалки в олове при температуре 310 °С состоит из мелкоигольчатого бейнита и шаровидного графита. На рис. 3 показаны микроструктуры, полученные на образцах БВЧШГ после аустенитизации 890 ± 10 °С с выдержкой 30 мин и изотермической закалкой в олове при температуре 350 ± 10 °С с выдержкой соответственно 1, 2 и 3 ч. Микроструктура матрицы БВЧШГ после изотермической закалки в олове при температуре 350 °С состоит из крупноигольчатого бейнита и шаровидного графита. Механические свойства и структура образцов после разных видов термической обработки приведены в табл. 1.

Лемехи при вспашке, как и другие детали на весном оборудования, испытывают большие динамические нагрузки и износ. Трудоспособность лемехов в первую очередь зависит от таких показателей механических свойств материала как проч-

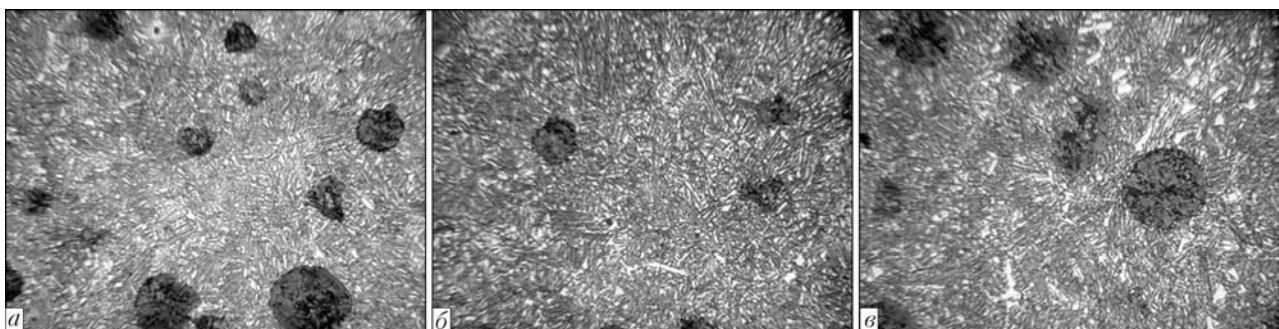


Рис. 2. Микроструктуры ($\times 500$) БВШГ после аустенитизации при температуре 890 °С с выдержкой 30 мин и закалкой в олове при температуре 310 °С и изотермической выдержкой: a — 1 ч; b — 2; c — 3

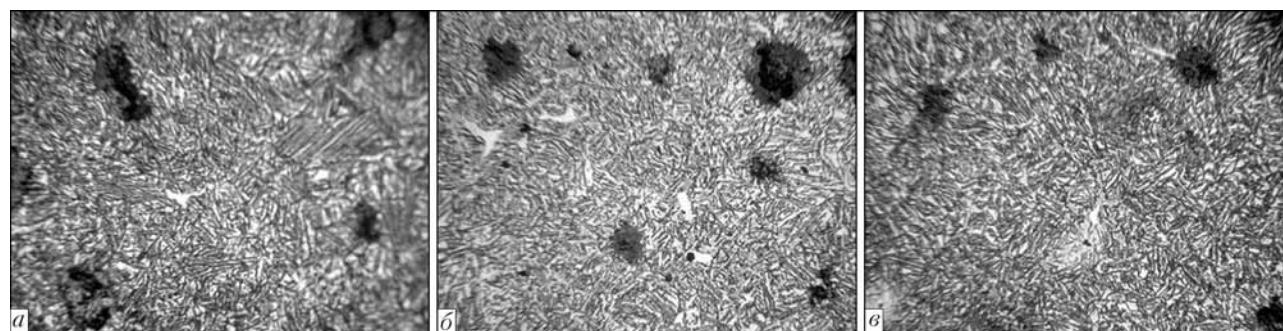


Рис. 3 Микроструктуры ($\times 500$) БВЧШГ после аустенитизации при температуре 890 °С с выдержкой 30 мин и закалкой в олове при температуре 350 °С и изотермической выдержкой: *a* – 1; *b* – 2; *c* – 3

Таблица 1. Механические свойства и структура образцов БВЧШГ после разных видов термической обработки

Образец	Условия закалки		Механические свойства				Структура	Фазовый состав
	Температура, °С (среда закалки олово)	Выдержка, ч	Твердость <i>HRC</i>	<i>KCU</i> , Дж/см ²	σ_b , МПа	δ , %		
2.11	310	1	34,8	32	610	3,8	Б + А _{ост} + ШГ	Б
2.21	310	2	35	104	1080	5,8		
2.31	310	3	35,5	125	1150	8,8		
2.32	310	3	35,6	130	–	–		
3.11	350	1	34	135	1160	8,4		
3.12	350	1	34,3	132	1180	8,4	Б + А _{ост} + ШГ	А _{ост}
3.22	350	2	33	115	1140	8,6		
3.31	350	3	33,5	103	–	–		
3.32	350	3	33,8	137	1120	9,1		

* Б – бейнит; А_{ост} – остаточный аустенит; ШГ – шаровидный графит.

ность, ударная вязкость, пластичность и износостойкость.

Как известно [1, 2, 8] наличие остаточного аустенита в микроструктуре БВЧШГ влияет на механические характеристики чугуна. Метастабильный остаточный аустенит в процессе работы при нагрузках может переходить в мартенсит и влиять

Таблица 2. Относительный износ образцов на различных грунтах после разных видов термической обработки

№ образца, режим ТО	Массовый износ образцов <i>J</i> _{обр} , мг/км			
	Песок овражный (сухой)	Глинистый (природная влажность)	Песок овражный (природная влажность)	Чернозем (природная влажность)
1 – закалка в масло, отп.	93,1	44,0	42,2	2,9
2 – изотерм. зак. 310 °С, 3 ч	49,0	32,4	28,9	2,4
3 – изотерм. зак. 350 °С, 2 ч	24,7	37,0	22,4	1,7
4 – изотерм. зак. 350 °С, 3 ч	20,3	28,9	21,4	1,1
5 – изотерм. зак. 310 °С, 1 ч	84,8	32,4	51,0	1,5
6 – образец из серийн. лемеха	309,4	74,2	140,4	2,52

на механические свойства рабочей поверхности, что увеличивает износостойкость изделия. Количественный анализ остаточного аустенита после разных режимов закалки определяли методом рентгеноструктурного анализа для чего использовали методику количественного определения аустенита в закаленных структурах и в структурах с дальнейшей термической обработкой сопоставлением интегральных интенсивностей линий аустенита и феррита (марテンсита).

После изотермической закалки в олове при температуре 310 °С и выдержке 1 ч количество остаточного аустенита по данным фазового рентгеноструктурного анализа составляет около 37 %. С увеличением времени выдержки количество остаточного аустенита увеличивается и составляет 45 % после выдержки 3 ч, а после закалки при 350 °С и такой же выдержке количество остаточного аустенита составляет 35 %.

Лабораторные испытания износостойкости опытных образцов проводили по методике [8], которая позволяет использовать разные абразивные среды, моделирующие износ лемехов при пахотных работах в разных грунтах. Абразивный материал постоянно менялся после каждого испытания. Износостойкость исследуемых материалов определили массовым методом путем взвешивания образцов до

Таблица 3. Потеря массы лемехов в зависимости от наработки

Лемех, материал №	Масса до начала испытаний, г	Масса после испытаний, г	Износ по массе		Наработка лемеха в га	Относительный износ на 1 га в г
			г	%		
11	4130	3480	650	15,74	82	7,9
12	4270	3510	760	17,8	80	9,5
13	4250	3635	615	14,47	75	8,2
14	4100	3433	667	16,27	75	8,9
21	4350	3598	752	17,29	80	9,4
24	4150	3562	588	14,17	60	9,8
Серийный	4540	3390	1150	25,3	24	47,9
Серийный	4480	2911	1195	26,67	23	51,9

* Грунт — чернозем малогумусный.

и после испытания на аналитических весах АДВ-200 с точностью 0,0005 г.

Репером были выбраны данные по уменьшению массы в аналогичных условиях образца, который вырезался из серийного стального лемеха. Потери массы опытных образцов после испытаний представлены в табл. 2.

Таким образом, исходя из полученных результатов выполненных исследований оптимальным режимом термообработки для производства литых лемехов из высокопрочного чугуна предложенного химического состава, как материала значительно превышающего по своим показателям лемешную сталь, является изотермическая закалка при температурах 340–350 °С при выдержке не менее 2 ч. При этом аустенитизация должна проходить при температуре 880–890 °С. В структуре исходного чугуна не должно быть первичной карбидной фазы (отбела).

Опытные образцы лемехов и лап культиваторов, изготовленные по предложенной технологии, испытывали в хозяйствах Киевской и Черкасской областях Украины. Фактическая наработка литых лемехов из БВЧШГ за период с 2009 по 2011 гг. (три сезона) составила более 102 га на единицу. Показательно, что первым лемехом в восьмикорпусном плуге ПЛН-8-35 устанавливался стальной лемех с наплавкой серийного производства. Наработка стального лемеха составляла всего 18–21 га, что требовало постоянную его замену. В табл. 3 приведены показатели сравнительного массового износа опытных и серийных лемехов.

Аналогичные результаты получены при эксплуатации литых лап культиваторов с учетом измененной конструкции рабочей части при изготовлении. Культивацию проводили на высокогумусных черноземах на лессовой основе. Использовали культиваторы КПС-4ПП, на которых устанавливали 9 литых лап и 9 серийного производства из стали 65Г (закалка в масло). За время испытаний на протяжении 2010–2011 гг. наработка на одну

опытную лапу составила 72 га (три сезона). При этом литые лапы имеют рабочую острую кромку, особенно в носовой части и будут продолжать работать в 2012–2013 гг. Стальные серийные лапы по причине износа, а также изгиба и утраты рабочей формы, требовали в течение указанного периода замены три раза.

Выводы

1. На основании проведенных исследований оптимизирован состав модификаторов и чугуна для обеспечения получения структуры металлической основы тонких сечениях без отбела.

2. Определены режимы термической обработки для деталей навесного оборудования почвообрабатывающей сельхозтехники в зависимости от условий эксплуатации.

3. Разработана опытно-промышленная технология производства литых лемехов и лап культиваторов с ресурсом эксплуатации, превышающим ресурс серийного отечественного производства в 3–4 раза при сопоставимых ценах и соответствующим лучшим зарубежным образцам.

1. Бобро Ю.Г., Пивоваров В.М. Изотермическая закалка чугуна. — Харьков: Пропор, 1968. — 109 с.
2. Волощенко М.В., Коробко Б.П. Эффективность производства и применения высокопрочного чугуна. — К.: УкНИИТИ Госплана УССР, 1990. — 73 с.
3. Gundlach R.B. // Giesserei-Praxis. — 1984. — № 19. — S. 317–333.
4. Motz I.M., Kress E. // Thyssen Technologien. — 1995. — № 1. — S. 50–56.
5. Forrest R.D. // Foundry Trade J. Int. — 1983. — № 8. — P. 138–142.
6. Chobaut Jean-Paul, Brenot Pascal // Hommes et fonderie. — 2000. — № 304. — P. 14–19.
7. Волощенко С.М., Гогаев К.А., Радченко А.К. Комплексные модификаторы, изготавливаемые прокаткой порошковых смесей для железо-углеродистых сплавов / Порошковая металлургия. — 2009. — № 1/2. — С. 128–133.
8. Дослідження властивостей високоміцного чавуну для лемехів в залежності від хімічного складу та режимів термічної обробки: Темат. зб. наук. пр. «Вісник Донецької державної машинобудівної академії» / С.М. Волощенко, К.О. Гогаев, О.К. Радченко, М.Г. Аскеров. — Краматорськ, 2008. — № 1 (11) — С. 56–61.

ПРОЕКТ 7.15

Розробка технології ПЗМД і мобільного устаткування для стикового зварювання арматури в умовах будівництва з метою підвищення надійності залізобетонних конструкцій

УДК 621.791.052.4+762

СТИКОВЕ ЗВАРЮВАННЯ АРМАТУРИ ЗАЛІЗОБЕТОНУ БЕЗПОСЕРЕДНЬО НА БУДМАЙДАНЧИКУ

П.М. ЧВЕРТКО, канд. техн. наук, М.Д. ГОРОНКОВ, М.А. ВИНОГРАДОВ,

С.М. САМОТРЯСОВ, В.Ю. СИСОЄВ, інженери

(Ін-т електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України)

Розглянуто питання з'єднання стрижньової арматури залізобетону в умовах будівельного майданчику контактним стиковим зварюванням і пресовим зварюванням з нагріванням дугово, керованою магнітним полем.

Ключові слова: арматура залізобетону, мобільний комплекс для стикового зварювання, монолітний залізобетон, пресове зварювання з нагріванням дугово, керованою магнітним полем, контактне стикове зварювання

В умовах сучасного будівництва різноманітних споруд із монолітного залізобетону виникає потреба подовження арматурних стрижнів безпосередньо на будівельному майданчику. Це перш за все обумовлено застосуванням залізобетонних конструкцій довжиною більш 12 м (максимальна довжина арматури, що випускається металургійними заводами) і раціональним використанням металопрокату.

При будівництві і ремонті залізобетонних споруд та конструкцій широко застосовуються різноманітні способи зварювання арматури, здебільшого дугові. Зокрема, найбільше розповсюдження серед цих способів знайшли ручне і напівавтоматичне електроду-

гове зварювання, ванно-дугове зварювання, тощо. Слід зазначити, що на заводах і комбінатах, які виготовляють конструкції збірного залізобетону, окрім зазначених способів широко застосовується контактне стикове зварювання (КСЗ). Цей спосіб зварювання сьогодні є одним з провідних способів виготовлення стикових з'єднань арматури при застосуванні технологій маловідходної переробки стрижнів в стаціонарних умовах.

Дослідження і подальші технологічні розробки в галузі пресового зварювання дозволили значно розширити області застосування одного з найперспективніших процесів – пресового зварювання з нагріванням дугово, керованою магнітним полем (ПЗМД). Традиційно цей спосіб зварювання застосовувався тільки для з'єднань, що мають розвинений замкнений переріз, наприклад, труби. Проделані в ІЕЗ дослідження дозволили отримувати за допомогою ПЗМД зварні з'єднання різноманітних деталей, що мають суцільний компактний переріз, зокрема стрижньова арматура залізобетонних конст-



Рис. 1. Зварне з'єднання арматури, отримане за допомогою ПЗМД після випробувань на розтяг

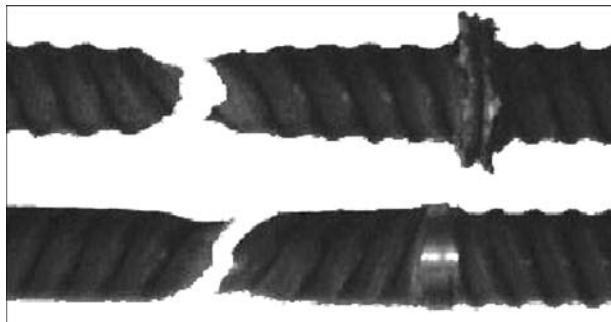


Рис. 2. Зварні з'єднання арматури, отримані за допомогою КСЗ після випробувань на розтяг

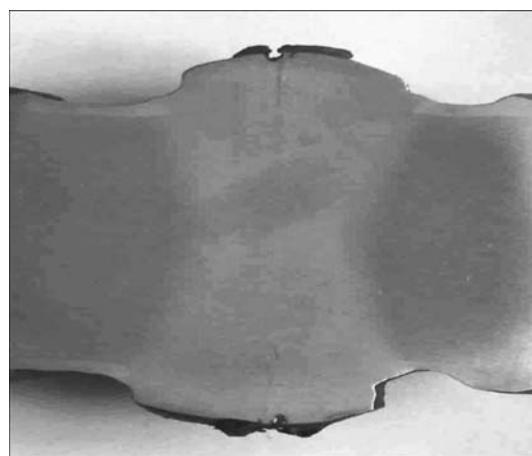


Рис. 3. Макроструктура зварного з'єднання арматури класу А500, отримане за допомогою ПМД

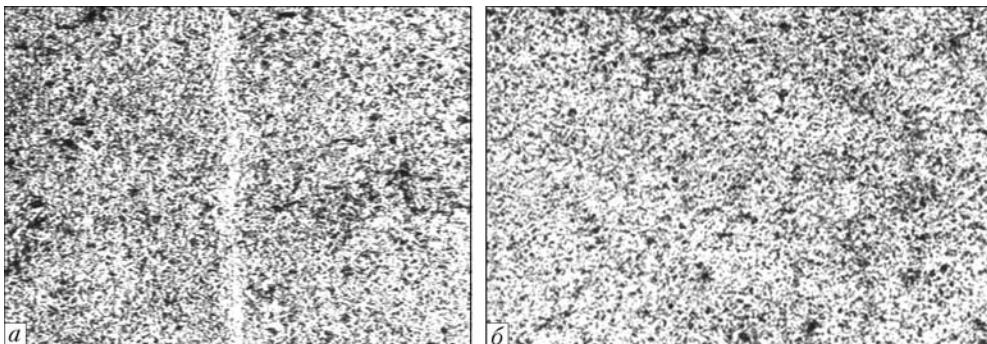


Рис. 4. Мікроструктури ($\times 100$) зварного з'єднання (а) і основного металу (б) стрижньової арматури класу А500, отриманого за допомогою ПЗМД

рукцій. Механічні випробування зварних з'єднань показали, що вони повністю задовільняють вимогам ДСТУ 3760:2006 і ГОСТ 10922–90 [1, 2]. При розтягуванні зразків руйнування відбувалось поза зоною зварювання (рис. 1, 2).

На рис. 3 наведено макрошліф зварного з'єднання арматури. Ширина зони термічного впливу в цьому випадку становила 9–11 мм. Мікроструктурний аналіз зварного з'єднання арматури Ø32 мм показав, що лінія зварного з'єднання являє собою характерну тонку світлу смужку (рис. 4, а).

На рис. 5 представлений макрошліф зони термічного впливу зварного з'єднання арматури, отриманого за допомогою КСЗ, а на рис. 6 – мікрошліфи зварного з'єднання і основного металу стижньової арматури, отриманого за допомогою КСЗ.

Спосіб ПЗМД, як і КСЗ, відрізняють стабільна висока якість зварних з'єднань і висока продуктивність виробництва [3]. Процес зварювання відбувається в автоматичному режимі. ПЗМД і КСЗ дозволяють отримувати рівноміцні, у порівнянні з основним металом, з'єднання, що дозволяє суттєво підвищити надійність і експлуатаційний ресурс зализобетонних конструкцій і забезпечити високу продуктивність. Процес зварювання відбувається в автоматичному режимі, сполучає в єдиному циклі складальні й зварювальні операції, не вимагає застосування допоміжних видаткових матеріалів (електродів, зварювального дроту, флюсів, газів та ін.). При цьому не пред'являються спеціальні вимоги до кваліфікації зварників.

Серед способів пресового зварювання найбільше розповсюдження має КСЗ, але також можливе

застосування ПЗМД. Метою роботи є розробка лінії для зварювання арматури в умовах будівельного майданчика, в яких може бути використано устаткування різноманітних способів зварювання: контактного стикового; пресового з нагріванням дугою, що керується магнітним полем.

Наявний досвід розробки технологій і спеціалізованого устаткування контактного стикового зварювання в польових умовах залізничних рейок і труб дозволив застосувати цей процес для з'єднання стижньової арматури зализобетону в напівстационарних умовах безпосередньо на будівельному майданчику.

В Інституті електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України розроблено технології контакт-

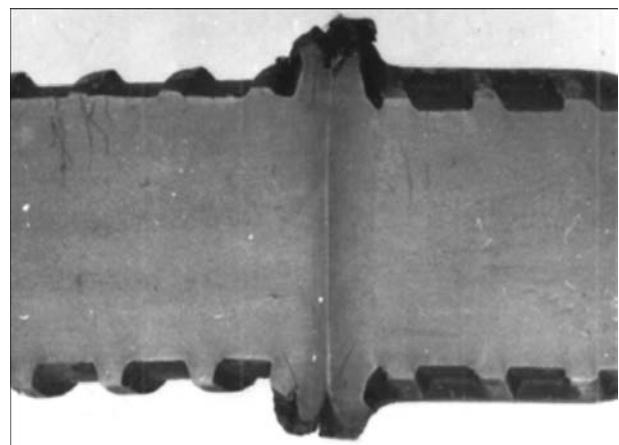


Рис. 5. Макрошліф зони термічного впливу зварного з'єднання стижньової арматури класу А500, отриманого за допомогою КСЗ

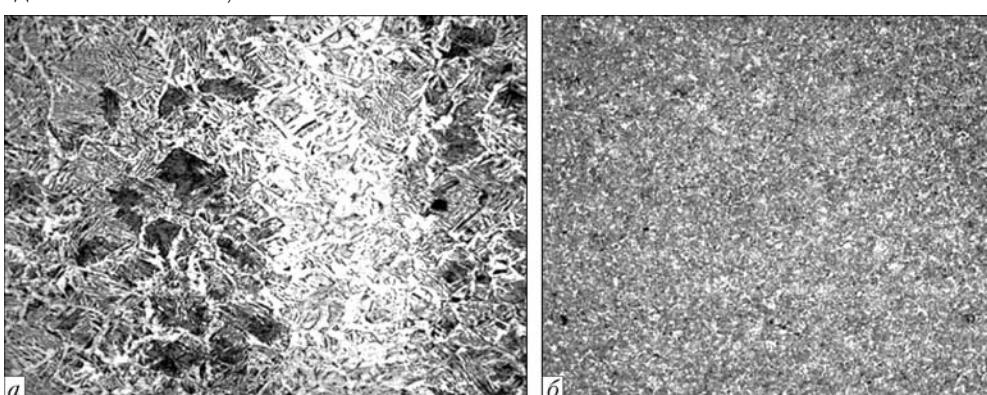


Рис. 6. Мікроструктури ($\times 100$) зварного з'єднання (а) і основного металу (б) стрижньової арматури класу А500, отриманого за допомогою КСЗ



Рис. 7. Конструкції арматурних каркасів Подільського мостового переходу через р. Дніпро (а), ригелів VIP сектору Національного стадіону «Олімпійський» (б) і вiadука терміналу «D» аеропорту «Бориспіль» (в)

ного стикового зварювання стрижньової арматури залізобетону й зразок пересувного комплексу для реалізації цих технологій безпосередньо на будівельному майданчику. У макетах комплексу використано модернізовану машину КСЗ, раніше створену в ІЕЗ ім. Є.О. Патона. Ця розробка може досить широко використовуватися при будівництві промислових і житлових споруджень, мостів, вiadуків і інших об'єктів. Проведені металографічні дослідження й механічні випробування показали, що якість зварних з'єднань повністю відповідає вимогам діючих нормативних документів [1].

Вимоги до спеціалізованого устаткування головним чином визначаються умовами його експлуатації. Устаткування повинне бути мобільним, компактним, мати мінімально можливу електричну потужність і максимальний захист від впливу навколишнього середовища.

Враховуючи складні конструкції арматурних каркасів мостових переходів, вiadуків і т.п. (рис. 7), застосування мобільних контактних стикових установок на монтажі досить проблематично. Проте у цей час триває розробка спеціалізованого мобільного устаткування для зварювання арматури.

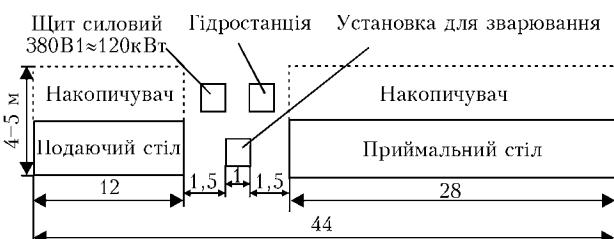


Рис. 8. Схема ділянки для зварювання стрижньової арматури залізобетону на будівельному майданчику

Окрім розробки такого устаткування розглядається і технологічний процес виробництва довгомірної арматури в умовах будівельного майданчика. Було виготовлено й випробувано макетні зразки ділянок і ліній для виконання згаданих робіт. Схема типової ділянки наведена на рис. 8. У схемі можливі різноманітні варіанти розташування допоміжного устаткування в залежності від умов виробництва.

Лінію розроблено із врахуванням можливості використання обладнання всіх доступних способів зварювання (контактного стикового; пресового з нагріванням дуговою, керованою магнітним полем). Оскільки найбільш розповсюдженим є спосіб КСЗ, всі досліди проводились з використанням в якості базового устаткування модернізованої машини КСЗ К 813 (рис. 9). Результати дослідно-промислових випробувань макетних зразків ліній наведені на рис. 10.



Рис. 9. Підвісна контактна стикова машина К813, адаптована для зварювання арматури в умовах будівельного майданчика



Рис. 10. Макетні зразки ліній для зварювання арматури на будівельному майданчику Подільського мостового переходу через р. Дніпро (а), ригелі VIP сектору Національного стадіону «Олімпійський» (б) і віадука терміналу «D» аеропорту «Бориспіль» (в)



Рис. 11. Об'єкти, на будівельних майданчиках яких проводилася дослідно-промислова перевірка технології макетних зразків устаткування: Подільський мостовий переход через р. Дніпро (а), ригелі VIP сектору Національного стадіону «Олімпійський» (б) і віадук терміналу «D» аеропорту «Бориспіль» (в)

Об'єкти, на будівельних майданчиках яких проводилася дослідно-промислова перевірка технології макетних зразків устаткування, наведені на рис. 11.

Висновки

- При застосуванні дугових способів зварювання стрижньової арматури якість зварених з'єднань у значній мірі залежить від кваліфікації зварників і умов зберігання допоміжних зварювальних матеріалів. Продуктивність процесу невисока, час зварювання одного з'єднання становить приблизно 30 хв.

- Контактне стикове зварювання виконується в автоматичному режимі і не вимагає застосування допоміжних зварювальних матеріалів. При цьому кваліфікація зварників не впливає на якість зва-

рених з'єднань. Продуктивність процесу досить висока, час зварювання одного з'єднання не перевищує 1 хв.

- При наявності великої кількості зварних з'єднань (наприклад, на одному мостовому переході виконується від сотень тисяч до мільйонів зварних з'єднань) застосування контактного стикового зварювання в умовах будівельного майданчика забезпечить високу економічну ефективність, підвищить продуктивність будівництва й значно знизить кількість бракованих з'єднань.

- Результати проведених дослідно-промислових випробувань розробленої технології контактного стикового зварювання стрижньової арматури залізобетону її устаткування для її реалізації безпосередньо на будмайданчику свідчать про перспективність подальшого розвитку даного напрямку.

1. ДСТУ 3760:2006. Прокат арматурний для залізобетонних конструкцій Загальні технічні умови. — К.: Держпоживстандарт України, 2007. — 21 с.
2. ГОСТ 10922-90. Арматурные и закладные изделия сварные, соединения сварные арматуры и закладных изделий железобетонных конструкций. Общие технические условия. — Введ. 01.01.91. — М.: Изд-во стандартов, 1990. — 30 с.

ПРОЕКТ 7.16

Розроблення методів захисту операторів машин контактного зварювання

УДК 621.791:614.8

ГІГІЄНІЧНА ОЦІНКА РІВНІВ МАГНІТНИХ ПОЛІВ ПІД ЧАС КОНТАКТНОГО ТОЧКОВОГО ЗВАРЮВАННЯ

О.Г. ЛЕВЧЕНКО, д-р.техн.наук., В.К. ЛЕВЧУК, О.М. ГОНЧАРОВА, інженери
(Ін-т електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України)

На основі аналізу отриманих осцилограм та спектрограм магнітних полів (МП), що створюються машиною контактного точкового зварювання, встановлено залежності напруженості МП в різних частотних діапазонах і запропонованого узагальненого показника перевищення рівня МП від відстані до зварювальних електродів та режиму зварювання. Визначено можливості зниження рівнів МП за рахунок вибору режимів зварювання.

Ключові слова: контактне зварювання, напруженість магнітного поля, показник перевищення рівня магнітного поля, захист зварників

До недавнього часу в гігієнічній практиці інтенсивність магнітних полів (МП) нормувалась згідно діючим нормам [1] тільки за частотою 50 Гц. Відповідно і санітарно-гігієнічна оцінка цих полів виконувалась шляхом визначення напруженості МП даної частоти і не викликала ніяких методичних труднощів. З 2002 р. в Україні введено в дію новий нормативний документ — ДСН 3.3.6.096-2002 [2], що регламентує умови безпеки праці при роботі з постійними МП; постійними МП, що створюються випрямленим трифазним струмом; змінними МП частотою 50 Гц; ЕМП у діапазоні 1 кГц-300 МГц та імпульсними МП у спектральному діапазоні частот від 0 до 1000 МГц. Тому виникла необхідність у вимірюванні й оцінці рівнів МП з урахуванням їхнього спектрального складу.

Мета даної роботи полягала у розробленні нової методології визначення рівнів МП у широкому діапазоні наявних в конкретному випадку частот, встановленні залежностей рівнів МП від режиму зварювання та відстані їх дії, а також в розробленні відповідних методів захисту операторів-зварників.

Для цього в ІЕЗ ім. Є.О. Патона було розроблено нову методику вимірювань МП, що створюються під час застосування різних способів зварювання, з урахуванням вимог ДСН 3.3.6.096-2002. Для аналізу характеру магнітних випромінювань, визначення напруженості МП і обробки результатів вимірювань застосовували такі прилади: дат-

чик магнітного поля ДМП-1, вимірювач індукції магнітного поля ГФІ-1, вимірювач індукції магнітного поля ТП2-2У-01, осцилограф PCS-500 з комп'ютером ноутбук «Ezbook 700», осцилограф цифровий запам'ятовуючий ТДС 1002.

Зазначені дослідження виконано на прикладі контактного точкового зварювання на стаціонарній машині МТ-2202 загального призначення під час зварювання деталей з низьковуглецевої сталі. Використовувався змінний струм одним або декількома імпульсами з постійним зусиллям стискання електродів. Технічні характеристики машини: максимальний струм $I_{max} = 22$ кА, номінальний вторинний струм $I_{min} = 9$ кА, опір вторинного контуру — $56 \cdot 10^{-6}$ Ом, кількість ступенів регулювання вторинної напруги зварювального трансформатора — 4.

Апаратура керування зварювальним циклом передбачає (дозволяє) регулювання, яке технологи-зварники використовують під час роботи не завжди обґрутовано і без врахування вимог ДСН 3.3.6.096-2002. Тому виконані результати досліджень показали, як краще ці режими оптимізувати з урахуванням гігієнічних характеристик. Так, отримані осцилограми МП показали, що форма зварювального струму у вигляді короткої пачки (або пачок) синусоїdalьних імпульсів визначає спектр МП, який має перехідний характер (проміжний між дискретним та суцільним), а проблеми електромагнітної безпеки контактного зварювання визначаються, головним чином, за складом спектра в частотному діапазоні від 50 до 1000 Гц. Аналіз даного спектра показав, що на амплітуду гармонічних складових спектру МП велике значення

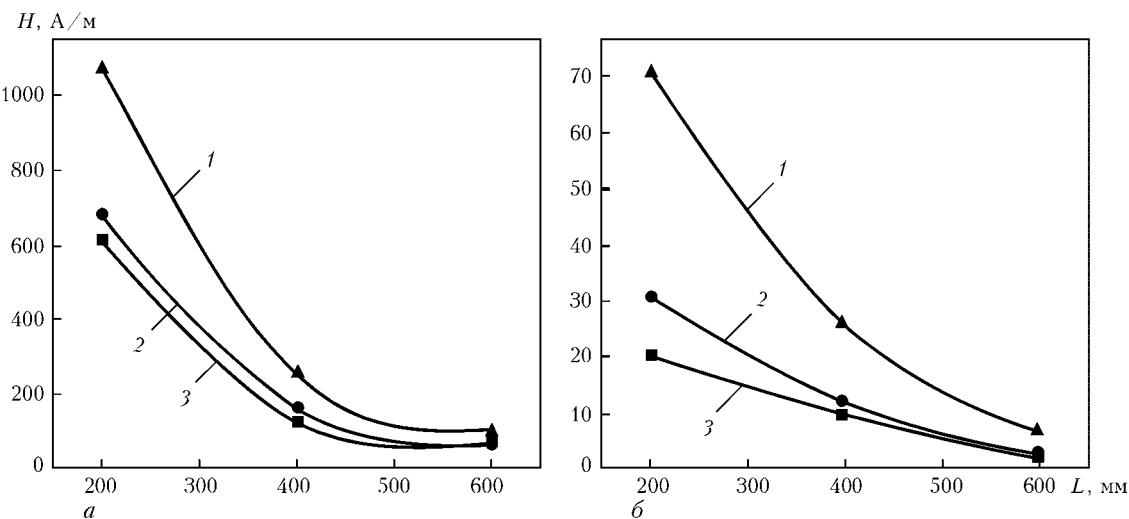


Рис. 1. Залежність напруженості МП H гармонічних складових від відстані L до точки зварювання і значення зварювального струму ($a = 50$; $b = 150$ Гц): 1 — третій ступінь потужності трансформатора ($I_{\text{зв}} = 24$ кА); 2 — другий ступінь ($I_{\text{зв}} = 18$ кА); 3 — перший ступінь ($I_{\text{зв}} = 12$ кА)

має значення зварювального струму (рис. 1). Зі збільшенням значення струму було помічено зростання максимальних амплітуд на ряді дискретних частот 50 та 150 Гц, які мали місце в даному випадку, і у свою чергу, призводили до погіршення магнітних характеристик процесу зварювання.

На формування спектра МП значні впливи створюють технологічні режими контактного точкового зварювання, а кількість імпульсів у пачці і кількість пачок може досягати трьох. Спектр МП при зварюванні двома пачками імпульсів по 5 імпульсів кожний стає більш насиченим і зі збільшенням пауз між імпульсами зміщується вправо, що призводить до суттевого перевищення гранично допустимого рівня (ГДР) МП (див. рис. 1).

Ще більш значимим фактором, що впливає на напруженість МП, є фазове регулювання тиристорних контакторів зварювального струму. Воно має значний вплив на магнітну ситуацію в робочій зоні й може призводити до її різкого погіршення. Так, при збільшенні кута фазового регулювання на спектрі МП з'являються високочастотні гармоніки, значно зростає напруженість МП на частотах 150, 250, 350 та 450 Гц.

Суттєвий вплив на спектри МП створює модуляція переднього фронту імпульсів. Порівнюючи спектри МП при зварюванні десятми імпульсами без модуляції зі спектрами, отриманими при зварюванні з 50 % модуляцією імпульсу зварювального струму, спостерігається зростання амплітуд гармонік спектра. У свою чергу необхідно відзначити, що при 100 %-ій модуляції імпульсу амплітуди гармонік спектра суттєво зростають, особливо збільшується напруженість МП на частоті 150 та 250 Гц.

Аналіз отриманих спектрів МП за окремими частотам не дає можливості об'єктивно оцінити ступінь перевищення рівнів МП в робочій зоні зварника, враховуючи одночасно усі гармонічні складові МП, оскільки напруженість МП однієї гармоніки може бути більшим від ГДР, а іншої меншим. Тому для

об'єктивної гігієнічної оцінки МП нами було запропоновано новий узагальнений показник — показник перевищення рівнів (ППР) МП

$$\text{ППР МП} = \sum_n \frac{H_n^2}{H_{n\text{ГДР}}^2}, \quad (1)$$

де H_n — фактична напруженість МП в діапазонах частот n , А/м; $H_{n\text{ПДУ}}$ — гранично допустимі рівні МП в діапазонах частот n , А/м.

Цей показник випливає з відомої вимоги (14) ДСН 3.3.6.096-2002 [2] про те, що для забезпечення допустимих умов праці сума співвідношень квадратів H_n і $H_{n\text{ПДУ}}$ не повинна перевищувати одиниці

$$\sum_n \frac{H_n^2}{H_{n\text{ГДР}}^2} \leq 1. \quad (2)$$

Отже, якщо дане співвідношення перевищує одиницю, то воно показує у скільки разів рівень МП перевищує нормативне значення енергетичного навантаження МП на організм людини.

За допомогою ППР МП було визначено допустиму відстань розташування зварника за умови п'ятигодинної експозиції в магнітному полі (рис. 2), де 1 — для однієї пачки десяти імпульсів зварювального струму з модуляцією переднього та задніх фронтів (по одному напівперіоду), перший (мінімальний) ступінь трансформатора; 2 — те саме, четвертий (максимальний) ступінь трансформатора; 3 — для кута фазового регулювання нагрівання $\alpha = 45^\circ$, перший ступінь трансформатора; 4 — $\alpha = 90^\circ$, перший ступінь трансформатора; 5 — $\alpha = 140^\circ$, перший ступінь трансформатора; 6 — $\alpha = 120^\circ$, перший ступінь трансформатора; 7 — гранично допустимий ППР МП п'ятигодинної експозиції.

Разом з тим, з графіків видно, що при зварюванні на першому ступені потужності трансформатора можливі значення ППР МП для відстані від

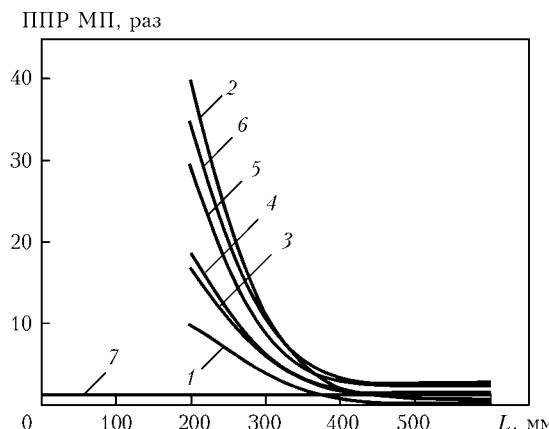


Рис. 2. Залежності ППР МП в робочій зоні від відстані до електродів зварювальної машини МТ-2202 та параметрів режиму зварювання (позначення див. у тексті)

осі зварювальних електродів $L = 200$ мм перевищують регламентовані ППР МП і мають проміжні значення. На відстані $L = 430$ мм ці значення не перевищують допустимих. При зменшенні тривалості пачки імпульсів ППР МП збільшується (у даному випадку режим зварювання повнофазними синусоїdalьними імпульсами умовно прийнято за контрольний).

Встановлення кута фазового регулювання $\alpha = 45^\circ$ (на рис. 2, крива 3) на відстані $L = 200$ мм призводить до збільшення ППР МП в 1,6 рази у порівнянні з режимом 1 (перший ступінь потужності трансформатора), на відстані $L = 400$ мм — у 3 рази, що відповідає режиму зварювання повнофазними імпульсами на четвертому ступені потужності, а для $L = 600$ мм ППР МП перевищує допустиме значення (крива 7). При зварюванні на режимі $\alpha = 90^\circ$ (крива 4) орієнтовно третього та четвертого ступенів потужності результат аналогічний попередньому з деяким збільшенням значень ППР МП як функції від відстані $f(L)$.

Як видно з графіка, збільшення кута фазового регулювання $\alpha = 120\text{--}140^\circ$ (криві 5 і 6) при зва-

рюванні на четвертому ступені потужності приходить до подальшого збільшення ППР МП = $f(L)$. На відстані $L = 200$ мм величина ППР МП нижча, ніж для четвертого контролального ступеня режиму зварювання (крива 2), при $L = 400$ мм — перевищує значення контролального режиму для першого ступеня регулювання в 4–5 разів, а при $L = 600$ мм — в 2–3 рази для четвертого ступеня регулювання і приблизно в 2 рази перевищує допустиме значення.

Виконані дослідження показали, що будь-які зміни режиму зварювання, в порівнянні з режимом зварювання однією пачкою повнофазних імпульсів зварювального струму, призводить до збільшення ППР МП на робочому місці зварника, яке перевищує нормативне на відстані до 0,8–1,0 м від електродів зварювальної машини.

Висновки

1. Встановлено, що будь-які зміни режиму контакtnого точкового зварювання, в порівнянні з режимом зварювання однією пачкою повнофазних імпульсів зварювального струму, призводить до збільшення напруженості та показника перевищення рівня магнітного поля (ППР МП) на організм зварника, яке перевищує нормативне значення даного показника на відстані до 0,8–1,0 м від електродів зварювальної машини.

2. Встановлено графічні залежності напруженості та ППР МП від відстані для різних параметрів режимів зварювання типовою серійною точковою машиною МТ-2202 середньої потужності з урахуванням спектрального складу МП та визначена ефективність їх мінімізації за рахунок вибору оптимальних режимів зварювання.

1. Предельно допустимые уровни магнитных полей частотой 50 Гц. — М., 1986. — № 3206-85. — 7 с.
2. ДСН 3.3.6.096-2002. Державні санітарні норми і правила при роботі з джерелами електромагнітних полів. — К.: МОЗ. — 16 с.

ПРОЕКТ 7.17

Провести аналіз та розробити рекомендації щодо техніко-економічних умов диверсифікації поставок природного газу для забезпечення потреб господарчого комплексу України

УДК 621.791.75

РАЗРАБОТКА РЕКОМЕНДАЦІЙ ПО ТЕХНИКО-ЕКОНОМИЧЕСКИМ УСЛОВІЯМ ДИВЕРСИФІКАЦІИ ПОСТАВОК ПРИРОДНОГО ГАЗА ДЛЯ ОБЕСПЕЧЕНИЯ ПОТРЕБНОСТЕЙ ХОЗЯЙСТВЕННОГО КОМПЛЕКСА УКРАИНЫ

А.А. МАЗУР, канд. екон. наук, **М.М. САВИЦКИЙ**, д-р техн. наук, **Л.Б. ЛЮБОВНАЯ**, **Л.Н. ПОНАФИДЕНКО**,
економисты, **В.А. СУПРУНЕНКО**, **И.А. КОРОВИН**, инженеры
(Институт электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины)

Выполнены комплекс исследований, направленных на оптимизацию технических и экономических решений при использовании морского транспорта для решения важной политической, экономической и социальной проблемы – диверсификации источников поставки в Украину природного газа в качестве основного энергетического сырья и сырья для химической продукции и ликвидации зависимости от единственного поставщика, использующего свое монопольное положение в политических целях.

Ключевые слова: энергетическая безопасность, природный газ сжатый и сжиженный, диверсификация поставок, морской транспорт, газотранспортные системы

Экономика Украины длительное время остается высокоэнергоемкой и зависит от импорта энергоносителей. В структуре конечного производства топлива и энергии наибольший удельный вес занимает природный газ (ПГ). Потребность в газе только на 30 % покрывается за счет собственной добычи. Дефицит ПГ обеспечивается за счет импорта из России. Такая высокая импортная зависимость по поставкам ПГ от одного поставщика обуславливает критически низкий уровень энергетической безопасности Украины [1]. При таком уровне импортной зависимости от ПГ желательно иметь несколько источников импорта газа (Франция, где доля ПГ в три раза ниже, чем в Украине, имеет семь поставщиков). Поэтому Украина, наряду с обеспечением целого ряда мероприятий по экономии ПГ и снижению его потребления, вынуждена искать пути диверсификации его поставок.

Вероятные пути транспортировки ПГ от потенциально возможных его поставщиков вызывают необходимость развития морской перевозки газа. Поэтому так важен технический и экономический анализ возможных вариантов этих перевозок.

В мировой практике известны способы морской транспортировки ПГ судами в сжатом (compressed natural gas – CNG) и в сжиженном (liquefied natural gas – LNG) состоянии [2, 3].

В ИЭС им. Е.О. Патона при участии специалистов Ивано-Франковского национального университета нефти и газа и Национального университета кораблестроения им. Адмирала Макарова проведено техническое и экономическое исследование возможных вариантов использования морского транспорта и возможных конструкций судовых газотранспортных систем с целью их многокритериальной технической и экономической оптимизации в Украину, это позволит в перспективе с меньшими затратами снизить экономическую и политическую зависимость от монополии единственного поставщика энергоносителя, играющего важную роль в энергетическом балансе страны [4].

Для оценки возможных вариантов разработаны алгоритмы и программное обеспечение для компьютерных расчетов, что позволило выполнить количественную оценку в широком диапазоне используемых критериев, включая дальность транспортировки, и таким образом оценить практически все предлагаемые на сегодня варианты поставщиков.

В качестве критериев, учитываемых при оценке вариантов, были выбраны: агрегатное состояние газа, расстояние и годовые объемы транспортировки, конструкция судовой газотранспортной системы, потребные инвестиции и транспортные затраты (годовые и за весь 20-летний период функционирования газотранспортной системы) на весь объем перевозок и на транспортировку 1 тыс. м³ газа на 100 км.

Проведенные исследования и сравнительные оценки различных вариантов показали, что по критерию оптимизации затрат за весь период функционирования газотранспортной системы оптимальным при доставке морским путем 10 млрд м³ ПГ на расстояние до 2 тыс. км является вариант поставки газа в сжатом состоянии (CNG) судами с газотранспортной системой, состоящей из стальных баллонов-труб длиной 120–180 м. Недостаток этого варианта — высокая металлоемкость газотранспортной системы, масса которой может доходить до 75 % дедвейта судна [5]. Поэтому материалы и конструкция этих баллонов должны обеспечивать коэффициент запаса прочности $K_{з.г} = 1,7$ вместо ныне действующих для подобных конструкций $K_{з.г} = 2,5$. В этом плане перспективным направлением работы является использование высокопрочных сталей с высоким модулем упругости. Это позволит снизить металлоемкость газовой системы, повысить ее газовместимость, более эффективно использовать грузоподъемность судна и, как следствие, снизить затраты на транспортировку.

Такой вариант может быть рекомендован для поставок в Украину газа практически от всех возможных на сегодня поставщиков из Средиземноморского бассейна, из района Персидского залива, а также для традиционных перевозок в акватории Черного моря. Самое главное — такой вариант может с минимальными затратами обеспечить обслуживание газодобывающей системы на Азовово-Черноморском шельфе Украины.

Для поставок газа на расстояние более 2 тыс. км целесообразно использовать для перевозок ПГ в сжиженном состоянии (LNG) на специальных судах с изотермическими сосудами. Достоинство этого варианта включает значительно более низкую металлоемкость газотранспортной

системы, что позволяет судну за один рейс перевозить большее количество газа по сравнению с предыдущим вариантом. Для перевозки планируемых 10 млрд м³ требуется меньшее количество рейсов, соответственно меньшее количество судов, меньшие затраты на оплату сборов при заходе в порты, проходе через проливы (Босфор) и каналы (Суэц). К недостаткам варианта относится более высокая стоимость судов и значительная — в разы — большие по сравнению со сжатым газом подготовка газа к транспортировке и затраты на строительство приемного терминала. Кроме этого, потери при транспортировке сжиженного газа достигают 15 % перевозимого объема, тогда как сжатого — до 7 %.

Практическое использование результатов исследования позволит комплексно определить технические и экономические показатели вариантов морской транспортировки ПГ по критериям, которые ранее не учитывались или рассматривались отдельно, что в свою очередь даст возможность выявить резервы снижения затрат при морской транспортировке, определить направления совершенствования конструкций и снижения металлоемкости судовых транспортных систем.

1. Крыжановский Е.И. Эффективная транспортировка газа — важный фактор энергетической безопасности // Зеркало недели. — 2012. — № 13.
2. Че Ги Рен, Зеленовская Е.В. Обзор существующих методов транспортировки природного газа на дальние расстояния и оценка их применимости // Нефть, газ и бизнес. — 2011. — № 3. — С. 3–9.
3. Вотинцев А.В. Транспортировка сжатого природного газа (по данным фирмы Knutsen O.A.S. Shipping) // Газ. пром-сть. — 2007. — № 2. — С. 62–63.
4. Патон Б.Е., Савицкий М.М., Савиченко А.А. Конструкция и технология изготовления баллонов высокого давления // Автомат. сварка. — 1995. — № 9. — С. 5–8.
5. Developing CNG transport technology (m/V=05-08) — the CETech. concept // The Naval Architect. — 2005. — March. — P. 32–34.

Розділ 8

**Розробка технологій ремонту та відновлення елементів
конструкцій об'єктів підвищеної небезпеки
з метою продовження терміну їх експлуатації**

Керівник розділу — академік НАН України К.А. Ющенко

ПРОЕКТ 8.1

Подовження ресурсу роботи технологічного обладнання і механізмів шляхом зміцнення і відновлення зношених деталей електроерозійним методом

УДК 621.9.048.669.268

РОЗРОБКА ЕЛЕКТРОДНИХ МАТЕРІАЛІВ ТА РЕАЛІЗАЦІЯ ТЕХНОЛОГІЇ ЕЛЕКТРОІСКРОВОГО ЗМІЦНЕННЯ І ВІДНОВЛЕННЯ ЗНОШЕНИХ ДЕТАЛЕЙ

О.В. ПАУСТОВСЬКИЙ¹, Ю.Г. ТКАЧЕНКО¹, Р.А. АЛФІНЦЕВА¹, С.М. КИРИЛЕНКО¹,

Д.З. ЙОРЧЕНКО¹, кандидати техн. наук, Г.М. АНІСІМОВ², інж.

(¹Ін-т проблем матеріалознавства ім. І.М. Францевича НАН України,

²ТОВ «ТЕХМАШ КОМПАНІ»)

Розроблено нові електродні матеріали і технології їх виготовлення з металевих сплавів систем Ni–Cr–Al, легованих кремнієм, титаном, марганцем, кобальтом, композиції на основі сталі РЕ 8418 (Ni–Ni₃B–Cu–Si), що містять тугоплавкі карбіди (WC, TiC, Cr₃C₂) і сплави B₄C–TiB₂. Отримано покриття зі сплаву РЕ 8418–WC товщиною до 5 мм. Зносостійкість електроіскрових покріттів на сталі 30ХГСА, отриманих з використанням сплавів системи Ni–Cr–Al, в 3–4 рази вища, ніж сталі 30ХГСА без покриття. Електроіскрове легування цими сплавами сталі 45 підвищує її жаростійкість у 3–5 разів, а титанового сплаву ВТ6 — у 4 рази. При зміцненні металевих поверхонь з використанням електродів зі сплаву B₄C–TiB₂ отримано покриття товщиною до 100 мкм, твердістю 32–40 ГПа і високою зносостійкістю.

Ключові слова: електроіскрове зміцнення, електродні матеріали, відновлення деталей, ерозійні властивості, властивості покріттів, зносостійкість, жаростійкість

Метою даної роботи є розробка нових високоефективних електродних матеріалів та технології і оснащення для реалізації процесу електроерозійного зміцнення і відновлення розмірів, властивостей зношених деталей у промислових умовах. Попередні дослідження [1] і практичний досвід свідчать, що за рахунок технології виготовлення і складу електродів можна одержати оптимальні з точки зору ерозійних властивостей електродні матеріали, необхідні для нанесення зносостійких електроіскрових покріттів необхідної товщини.

В даній роботі проведено вдосконалення складу і оптимізацію технології виготовлення електродних матеріалів на основі сплавів систем Ni–Cr–Al, легованих кремнієм, титаном, марганцем і кобальтом, що мають евтектичну структуру. Доцільність легування зазначеними елементами підтверджена роботами [2–5]. Досліджено умови одержання і властивості матеріалу на основі сплаву РЕ 8418 (Ni–Ni₃B–Cu–Si) і карбідів титану, хрому і вольфраму для електроіскрового відновлення деталей. Для одержання на металічних поверхнях електроіскрових покріттів з високою твердістю розроблено електродні матеріали із сплавів системи B₄C–TiB₂.

Покриття із сплавів системи Ni–Cr–Al, легованих кремнієм, титаном, марганцем, кобальтом.

Дослідження [1] властивостей електроіскрових покріттів із сплавів системи Ni–Cr–Al показали, що найбільш ефективно підвищують зносостійкість і жаростійкість сплави системи Ni–Cr–Al, фазовий склад яких знаходиться в області потрійної евтектики, що складається з α -, γ -, β -твірдих розчинів на основі хрому, нікелю та інтерметаліду NiAl. Ці покриття підвищують зносостійкість конструкційних сталей в 2–2,5 раза, жаростійкість в 5–7 разів. Встановлено оптимальний вміст компонентів у цьому сплаві (мас. %): 50–50,5 Ni; 40–41 Cr; 9–9,5 Al. В подальшому цей сплав позначено як 4A. З метою розробки нових електродних матеріалів вивчено структуру і фазовий склад сплавів системи Ni–Cr–Al, легованих кремнієм, титаном, марганцем, кобальтом. Хімічний склад розроблених сплавів наведено в табл. 1.

Для виплавки використано нікель електролітичний Н–О, хром рафінований ЕРХ-0 чистотою 99,9 %, високоочищений алюміній 9-995, кремній, титан, марганець, кобальт чистотою 99,9 %. Виплавку зливків масою 1 кг із зазначених сплавів для електродів проводили в електропечі опору в інертній атмосфері з використанням алундових тиглів з наступним літтям в циліндричні форми довжиною 50 мм, діаметром 6 і 12 мм.

У литих сплавах на основі нікелю спостерігається пластинчасто-стрижньова евтектична трифазна структура, що складається з α -твірдого розчину на основі хрому, γ -твірдого розчину на ос-

Таблиця 1. Хімічний склад легованих сплавів системи Ni–Cr–Al, мас. %

№ з/п	Сплав	Ni	Cr	Al	Si	Ti	Mn	Co
1	4A	50	41	9	—	—	—	—
2	4A Si	49	40	9	2	—	—	—
3	4A Ti	49	40	9	—	2	—	—
4	4A Mn	49	40	9	—	—	2	—
5	4A Co	48	38	9	—	—	—	4

нові нікелю і β -фази твердого розчину на основі інтерметаліду NiAl.

Легування сплаву 4A кремнієм, титаном і марганцем не впливає на евтектичний характер структур. Легування кобальтом практично не змінює морфологію евтектики, що спостерігається в базовому сплаві 4A. В ході рентгенофазових досліджень виявлено наявність в базовому сплаві 4A трьох фаз на основі твердих розчинів нікелю, хрому та інтерметаліду NiAl.

Дослідження мікротвердості при навантаженні на індентор 1 Н литих сплавів (табл. 2) показало, що легування кремнієм і титаном базового сплаву підвищує мікротвердість з 7,5 до 8,9 і 8,7 ГПа відповідно. Домішки марганцю зменшують мікротвердість до 6,2 ГПа, а кобальту майже не змінюють (7,4 ГПа). Таким чином, дослідження з мікротвердості свідчать про переваги легування евтектичних сплавів кремнієм і титаном, оскільки вони розчиняються в інтерметаліді NiAl і підвищують його мікротвердість.

Дослідження кінетики масопереносу сплавів на основі нікелю проводили на установці «ЭФИ-46А» на такому режимі: частота коливання вібратора 100 Гц, сила струму короткого замикання $I_{\text{к.з}} = 4$ А, робочий струм $I_p = 1,5$ А, енергія, що виділяється при одному іскровому розряді $E = 0,28$ Дж, час обробки 10 хв/см², підкладкою слугувала сталь 45. Кінетичні залежності приросту маси катода Δ_k при електроіскровому легуванні сталі 45 наведено на рис. 1. Товщина електроіскрових покріттів, отриманих на установці «ЭФИ-46А», становила 400–450 мкм. Значення мікротвердості покріттів та переходної зони між покріттям і основою (табл. 2) показали, що при легуванні на межі покріття–основа утворюється переходна зона з підвищеною мікротвердістю, що свідчить про дифузію легуючих елементів у сталь 45.

Таблиця 2. Мікротвердість електродних сплавів і покріттів із сплавів на основі нікелю на сталі 45, ГПа

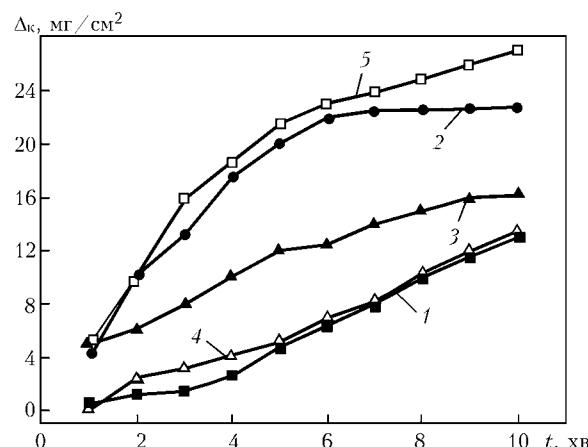
Сплав	Електродний сплав	Покріття	Перехідна зона	Основа
4A	7,5	11,38	2,66	2,36
4A Si	8,9	12,19	2,62	2,36
4A Ti	8,7	10,85	2,90	2,36
4A Mn	6,2	8,87	2,64	2,36
4A Co	7,4	8,93	2,67	2,30

Для випробувань на тертя і зношування на зразки із сталі 30ХГСА нанесено покріття на установках «ЭФИ-46А» (режим зазначено вище) і «ЭЛИТРОН-52» на режимі плавного регулювання (робочий струм $I_p = 2,5$ –12 А), енергія, що виділяється при одному іскровому розряді $E = 7,5$ Дж (табл. 3).

Випробування на тертя і зношування при сухому терти ковзанні проведено на повітрі при кімнатній температурі за схемою вал–площина на машині тертя МТ-68 [6] при швидкості ковзання 10 м/с і навантаженні 50 Н. Кондрілом слугувало кільце (вал) діаметром 40 мм із загартованої сталі 65Г із шорсткістю робочої поверхні $R_a = 0,2$ мкм. Випробовували циліндричні зразки діаметром 12 мм із сталі 45 і 30ХГСА з покріттями на торцях. В ході досліджень визначали коефіцієнт тертя f та інтенсивність зношування I .

Мікротвердість покріттів, отриманих на установці «ЭЛИТРОН-52», нижче мікротвердості покріттів, отриманих на установці «ЭФИ-46А», через різний фазовий склад перенесеного матеріалу, що зв'язано з різним співвідношенням частки розплавленої, парової та твердої фаз матеріалу при перенесенні.

Так, зносостійкість покріттів з легованого сплаву 4A при їхньому нанесенні на установці «ЭЛИТРОН-52» підвищується при легуванні кремнієм і титаном. Домішки марганцю і кобальту зменшують зносостійкість покріттів. Зносостійкість покріттів на сталі 30ХГСА, отриманих на установці «ЭФИ-46А», перевищує зносостійкість покріттів, отриманих на установці «ЭЛИТРОН-52», що по-

Рис. 1. Кінетика зміни маси катода Δ_k при нанесенні покріттів на сталі 45 сплавами 4A (1), 4A Si (2), 4A Ti (3), 4A Mn (4) і 4A Co (5)

РЕСУРС

Таблиця 3. Зносостійкість покріттів на сталі 30ХГСА із сплавів системи Ni–Cr–Al, легованих кремнієм, титаном, марганцем, кобальтом

№ з / п	Електродний матеріал	Товщина покріття, мкм	Інтенсивність зношування, мкм/км	Коефіцієнт тертя
1	4A	650	15,8	0,38
2	4A Si	700	12,1	0,40
3	4A Ti	840	15,0	0,42
4	4A Mn	630	19,0	0,40
5	4A Co	900	17,3	0,40
6	4A	400	10	0,28
7	4A Si	500	8,3	0,30
8	4A Ti	500	9,5	0,29
9	4A Mn	610	10,1	0,27
10	4A Co	680	11,3	0,26

Примітка. Покриття № 1–5 нанесено на установці «ЭЛІТРОН-52», а № 6–10 – на установці «ЭФІ-46А».

Таблиця 4. Зносостійкість покріттів на сталі 45 із сплавів системи Ni–Cr–Al, легованих кремнієм, титаном, марганцем, кобальтом

Електродний матеріал	Товщина покріття, мкм	Інтенсивність зношування, мкм/км	Коефіцієнт тертя
4A	360	15,7	0,34
4A Si	430	12,3	0,33
4A Ti	400	14,3	0,35
4A Mn	420	18,5	0,36
4A Co	500	16,5	0,31

Примітка. Всі покриття нанесено на «ЭФІ-46А».

яснюються структурними і фазовими змінами в покріттях, нанесених на різних режимах. Зносостійкість покріттів на сталі 45 (табл. 4) менша в порівнянні із зносостійкістю покріттів, нанесених на сталі 30ХГСА. Це пояснюється тим, що при легуванні сталі 30ХГСА в покріттях розчиняються

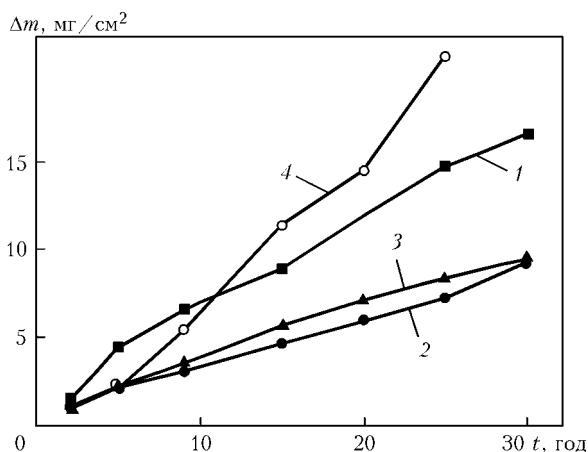


Рис. 2. Кінетична залежність приросту питомої ваги зразків Δm з титанового сплаву ВТ6 з покріттями із сплавів 4A (1), 4A Si (2), 4A Co (3) і без покріття (4)

елементи, присутні в цій сталі (хром, марганець, кремній).

Досліджено жаростійкість сталі 45 з покріттями зі сплаву 4A і сплаву 4A, легованого кремнієм, титаном, марганцем, кобальтом, при температурі 900 °C на повітрі протягом 30 год, кінцеві значення збільшення питомої ваги зразків представлено нижче:

Матеріал покріття	Приріст питомої ваги Δm , мг/см ²
ВТ6 (без покріття)	30,0
Сталь 45 (без покріття)	46,3
4A	16,5
4A Si	11,1
4A Ti	10,6
4A Mn	8,3
4A Co	10,1

Як видно з наведених вище даних, жаростійкість сталі 45 підвищується при електроіскровому легуванні її сплавами 4A, 4A Si, 4A Ti, 4A Mn, 4A Co в 2,8; 4,4; 3; 5,1; 4,6 разів відповідно. Домішки кремнією, титану, марганцю, кобальту до сплаву 4A збільшують жаростійкість сталі 45 в 1,4; 1,5; 1,8; 1,6 разів відповідно, порівнюючи з жаростійкістю сталі із покріттям зі сплаву 4A.

Результати дослідження жаростійкості сплаву титану ВТ6 з покріттями із сплавів 4A, 4A Si і 4A Co наведено на рис. 2. З наведених даних видно, що покріття із сплавів 4A Si і 4A Co підвищують жаростійкість сплаву ВТ6 в 2–2,7 раза.

Покріття із сплаву РЕ 8418 (Ni–Ni₃B–Cu–Si) і карбідів TiC, Cr₃C₂, WC. Для електроіскрового відновлення деталей, як правило, використовують аустенітні сталі або стелітоподібні матеріали, що дозволяє одержувати покріття товщиною до 1 мм і твердістю 2–5 ГПа.

В даній роботі для розробки електродного матеріалу відновлення був використаний сплав РЕ 8418 (Si–2,2 %, Ni₃B–12 %, Cu–5,8 %, решта – Ni), в якому утворюється потрійна евтектика (Ni–Ni₃B–Cu) з низькою температурою плавлення (~860 °C), що дозволяє отримувати високе перенесення електродного матеріалу на деталь. Кремній використовується як розкислювач. Цим сплавом формується покріття твердістю 2,3–2,4 ГПа. Його можна використовувати для відновлення посадочних місць під підшипники. Однак для відновлення поверхонь, що зношуються в процесі експлуатації, потрібна більша твердість. Підвищення твердості сплаву досягали завдяки введенню карбідів. Для оптимізації складу електродного матеріалу (шляхом вибору карбідів) були виготовлені сплави з 12 % (по об'єму) карбідів титану, хрому, вольфраму. Цими електродами було здійснено нанесення покріттів на сталь 45 на установці «ЭЛІТРОН-52» ($E = 7,5$ Дж) протягом 1 хв.

Масопереносу розріблених сплавів на підкладку із сталі 45 при використанні сплавів РЕ 8418

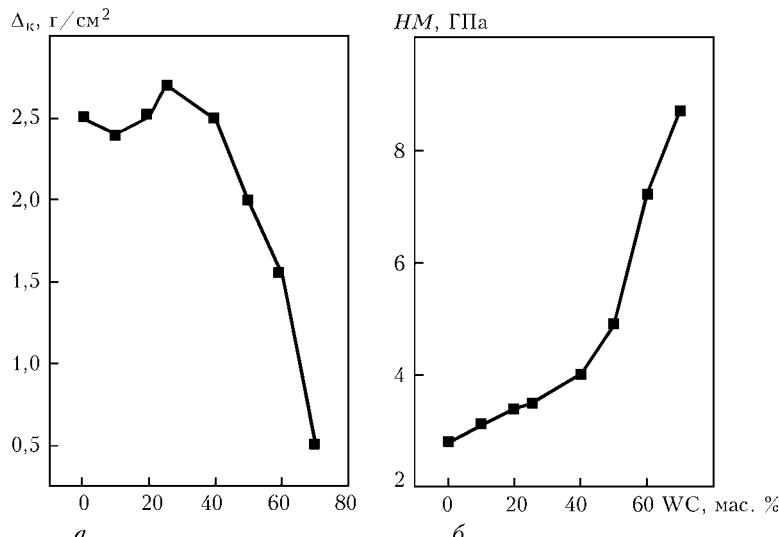


Рис. 3. Залежність масопереносу (а) на сталеву підкладку електродного матеріалу РЕ 8418 + WC від вмісту WC в сплаві та мікротвердість покриття (б)

з доданням TiC, Cr₃C₂, WC становило відповідно 1,43, 1,4 і 2,2 г/см². Твердість покріттів знаходилась в межах 3,5–4,5 ГПа.

Додання карбідів перехідних металів до сплаву РЕ 8418 по-різному впливає на якісні характеристики сформованих покріттів. Сплав з домішкою TiC виявився досить крихким, покріття збивалось з поверхні зубилом. Сплав з Cr₃C₂ мав сліди «непровару» (не на всій поверхні покріття схоплювалось з основою). Лише сплав з WC дозволив одержати якісне покріття. Спроба створити сплав з домішками боридів для підвищення твердості виявилася менш ефективною, ніж при використанні сплавів з домішками карбідів. На основі одержаних результатів твердою домішкою до сплаву РЕ 8418 був обраний карбід вольфраму.

Електроди виготовляли методом порошкової металургії (розмел, змішування, введення пластифікатора, пресування, спікання). При виготовленні сплаву з окремих компонентів (Ni, Ni₃B, Cu, Si, WC) розмел-змішування проводили в кульковому млині. При виготовлення суміші сплаву РЕ 8418, який використовується для наплавки (порошок у вигляді сферичних кульок діаметром до 1 мм, виготовлений розпиленням), такий розмел неефективний через сферичну форму частинок. У цьому випадку спочатку проводили розмел сплаву РЕ 8418 в кульковому млині «всуху» протягом 24 год, а потім додавали порошок WC, бензин і проводили остаточний розмел-змішування протягом 24 год. В одержану суміш додавали пластифікатор — 5 %-й розчин каучуку в бензині. Електроди розміром 4×4×70 мм пресували при тиску 150 МПа. Спікання проводили у вакуумній печі при температурі 820–850 °С. Одержані електроди після спікання мали розмір квадрату 3,6–3,7 мм і довжину 60–62 мм.

Нанесення покріттів на підкладку із сталі 45 одержаними електродами проводили на установці «ЭЛИТРОН-52» на нульовому режимі ($E = 7,5$ Дж) протягом 1 хв на повітрі. Результати

випробувань приведено на рис. 3, а. При введенні WC до 40 % кількість перенесеного електродного матеріалу практично не змінювалася і становила близько 2,5 г/см² (рис. 3, а). При подальшому збільшенні вмісту WC в сплаві приріст маси катода значно зменшувався. Товщина сформованих покріттів становила 3–5 мм. Як видно з рис. 3, б, мікротвердість покриття зі зростанням вмісту WC в електроді весь час збільшується, особливо після 40 мас. % WC. Тому для відновлення гартованих сталевих деталей оптимальними є сплави з вмістом 50–60 % WC. Сплав з 50 % WC забезпечує твердість покріттів близько 5 ГПа. Значення масоперенесення цього сплаву десь на 25 % нижче, ніж сплаву без WC. Сплав з 60 % WC дає покріття твердістю більше 7,0 ГПа. Його масоперенесення в 1,5 раза менше, ніж сплаву без WC, що достатньо для відновлення значно зношених деталей (до 2 мм). Сплав з 70 % WC дає ще більшу твердість, близько 8,7 ГПа, але його перенесення на сталеву підкладку в 5 разів менше, порівняючи зі сплавами без WC.

Покриття із сплаву B₄C–TiB₂. Зміцнювальними електродами слугували штабики із B₄C 15 мас. % TiB₂ розміром 4×4×20 мм, виготовлені методом реакційного спікання при гарячому пресуванні порошкових сумішей B₄C–TiO₂–C (температура 2150–2200 °С, тиск 37 МПа, тривалість витримки при зазначеній температурі 15 хв). Порошки карбіду бору отримували методом карботермічного відновлення оксиду бору та синтезували з елементів. Термічні обробці піддавали порошкові суміші із сажею, а також суміші, виготовлені розчинним методом [2]. Як показали дослідження гарячепресованих зразків із суміші на основі карбіду бору, в процесі консолідації відбувається хімічна взаємодія складових із утворенням композиційного матеріалу, який містить дві основні фази — B₄C і TiB₂. При цьому середній розмір зерен основної фракції B₄C становив близько 3–4 мкм. Фаза TiB₂ із розміром зерен 1–4 мкм більш

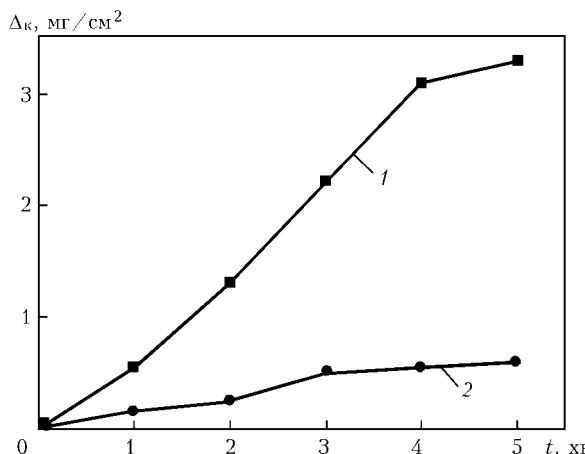


Рис. 4. Кінетична залежність приросту маси катода Δ_k при обробці титанового сплаву ВТ5 керамічним матеріалом електро-дом зі сплаву B_4C-TiB_2 : 1 – $E = 0,75$; 2 – $0,22$ Дж

дисперсна, ніж матриця B_4C . Мікротвердість гарячепресованих зразків вимірювали на приладі ПМТ-З при навантаженні на індентор 2 Н, а коефіцієнт тріщиностійкості визначали методом індентування полірованої поверхні при навантаженні на індентор 0,5 Н. Міцність при згині гарячепресованих зразків становила 450–750 МПа, мікротвердість 32–43 ГПа, коефіцієнт тріщиностійкості $K_{IC} = 4,8-5,3$ МПа·м^{1/2}.

Зміцнювали поверхню титанового сплаву ВТ5 і сталі 45. Як відомо, карбід бору характеризується значною хімічною активністю відносно перехідних металів, що призводить до утворення в процесі їх взаємодії боридів. При взаємодії карбіду бору з титаном утворюються бориди титану, що мають найбільшу серед боридів перехідних металів твердість, і тому ефективність зміцнення титану більша, ніж ефективність зміцнення інших металів, наприклад заліза. Процес електроіскрової обробки проводили на установці «ЭЛИТРОН-24А» за режимом: енергія одиничного імпульсу 0,07–1,1 Дж, ємність накопичувальних конденсаторів 80–300 мкФ, частота імпульсів 125–390 Гц, тривалість процесу 5 хв. Оцінювали ерозію анода Δ_a , приріст маси катода Δ_k та коефіцієнт перенесення $K = \Delta_k / \Delta_a$.

Встановлено, що, хоча карбід бору не належить до електропровідних матеріалів, домішки бориду титану роблять цей матеріал придатним для модифікування поверхневих шарів титанового

сплаву і сталі методом електроіскрового легування. На їх поверхнях формуються захисні покриття. Залежності приросту маси катода від тривалості електроіскрової обробки титанової підкладки матеріалами B_4C-TiB_2 свідчать про досить високі релаксаційні можливості матеріалу покриття, на рівні тих, що притаманні твердосплавним покриттям (рис. 4).

Структурні дослідження, виконані на растровому електронному мікроскопі, показали, що оброблена поверхня характеризується розвиненим рельєфом (рис. 5). Висота нерівностей сягає 200 мкм при максимальній інтенсивності електричного розряду і знижується при зменшенні інтенсивності. До 50 % площини обробленої поверхні покрито оплавленим титаном, у якому містяться частинки бориду титану чи карбіду бору розміром менше 10 мкм. Судячи з профільних знімків, товщина такого шару сягає 100 мкм, але неоднакова по всій площині. Приблизно 50 % площини поверхні – це скupчення частинок карбіду бору і бориду титану, а також дрібних (зазвичай круглих) частинок титану. Товщина таких острівців не перевищує 20 мкм. Для всіх режимів обробки характер рельєфу поверхні залишається незмінним.

За даними рентгенофазового аналізу основною фазою, яку містить захисне покриття на титані, є TiB_2 . Okрім неї виявлено фази B_4C , TiC_xN_y . Параметри кристалічної гратки фази TiC_xN_y , другої за вмістом, найбільш близькі структурі зі складом $x = 0,3$, $y = 0,7$. Кількість цієї фази збільшується при послабленні режиму іскрової обробки (приблизно з 5 до 20 мас. %).

Виходячи із розподілу вуглецю у товщі покриття, ця фаза переважно розташована у верхньому шарі. Кількість титану зменшується при збільшенні енергії імпульсу і товщини покриття. Кількість фази B_4C у покритті набагато менша, ніж у матеріалі легуючого електрода, що вказує на його дисоціацію (або перетворення). На гладких (оплавлених) ділянках поверхневого шару спостерігаються двофазні зони, в яких основна фаза, найвірогідніше, представлена діборидом титану, а друга фаза, що має вигляд голко- чи кулеподібних видіlenь, – сполукою TiC_xN_y .

Верхній шар покриття з максимальною концентрацією бору зазвичай відокремлений від більш глибоких шарів чіткою межею або прошарком по-

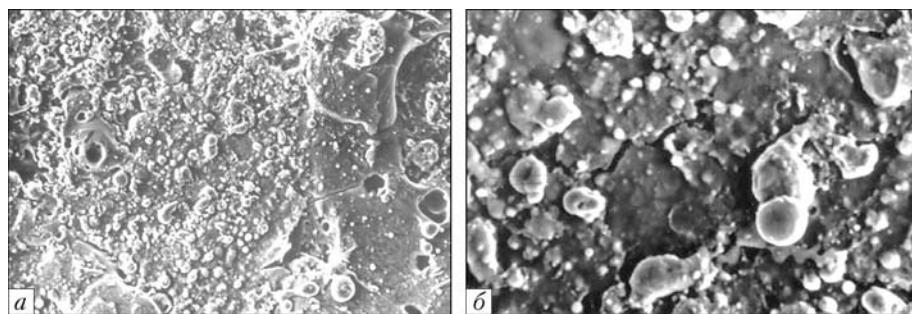


Рис. 5. Мікроструктури поверхні покриття з матеріалу B_4C-TiB_2 після ерозійної обробки титанової підкладки ($E = 0,52$ Дж): *a* – $\times 500$; *b* – $\times 2000$

ристого матеріалу. Такі особливості структури дозволяють вважати, що цей шар утворюється в результаті наплавлення (наблизку) матеріалу анода і осадження (приварювання) продуктів його руйнування. Більш глибокі шари, в яких спостерігається монотонне зменшення кількості бору і вуглецю та збільшення вмісту титану, можуть формуватися з матеріалу підкладки за умов її плавлення або сильного нагрівання.

За даними рентгеноспектрального аналізу, вміст бору у верхньому шарі захисного покриття максимальний, в другому — значно менший, а вміст титану змінюється у зворотному напрямку. Таким же чином змінюється кількість елементів електродного матеріалу в покритті при обробці сталевої підкладки. Саме покриття на сталі відрізняється більшою однорідністю; в покритті виявлено фази TiCN, Fe₂N, B₄C, Fe, а прошарок між ним і сталлю має значно меншу товщину.

Враховуючи те, що температура плавлення титанового сплаву значно нижча за температуру плавлення кераміки, і те, що процес електроіскрового легування є багаторазовою дією електричного розряду на одиницю площини, в деяких випадках можна спостерігати формування багатошарових покриттів, у яких титановий прошарок знаходиться між двома шарами керамічного матеріалу. Проте найчастіше спостерігається таке розташування: підкладка — зона термічного впливу і хімічної взаємодії — керамічне покриття. Значний вміст металу в захисному покритті обумовлює його високі релаксаційні властивості.

Для оцінювання ефективності процесу електроіскрової обробки титанового сплаву керамічним матеріалом B₄C-TiB₂ досліджували зносостійкість оброблених поверхонь за умов абразивного зношування. Випробування проводили за стандартною методикою [7] на установці X4-Б (абразив — карбід кремнію КЗ 7, навантаження на зразок 3 Н, еталон — необрблений матеріал підкладки). Захисні покриття наносили на поверхню металевого кубика розміром 10×10×10 мм, а далі з нього вирізали зразки розміром 1,78×1,78×10 мм, один торець яких мав зносостійке покриття. Зносостійкість сталевих поверхонь, змінених керамічним матеріалом B₄C-TiB₂ методом електроіскрового легування, зростала в 1,5–2 рази, а зносостійкість титанових зразків — у 3–4 рази.

Використання результатів досліджень в промисловості. Розроблені електродні матеріали для процесу електроіскрового легування сприяли значному підвищенню твердості оброблених поверхонь деталей, збільшенню товщини захисних покриттів за рахунок оптимізації фазового, структурного і напруженого стану. Все це дозволило розв'язати проблему відновлення розмірів зношених поверхонь при збереженні рівня експлуатаційних властивостей.

Розроблені матеріали були використані у ТОВ «ТЕХМАШ КОМПАНІ» (м. Луганськ) для елек-

троерозійного відновлення на установках ЭЭВ-2, ЭИЛ-8А. Сплавом HB25 (РЕ 8418 + 25 % WC) відновлювали посадкові місця валів електродвигунів і насосів, сплавом HB50 (РЕ 8418 + 50 % WC) — посадкові поверхні отворів у корпусах КПП, маточини коліс. В порівнянні з електродними стелі-топодібними матеріалами була одержана можливість вдвічі зменшити питомий час обробки і одержувати покриття товщиною 1–2 мм.

Деталі електродвигунів на різних підприємствах, як правило, відновлюються такими матеріалами — хромонікелева нержавіюча сталь та стеліти. Вони давали невисоку товщину покриття — до 0,8 мм. Тверді сплави давали ще меншу товщину. Спроба відновлення посадкових місць під підшипники в роторах електродвигунів наварюванням успіху не мала — висока температура розігрівання вала призводила до його жолоблення і з'явилось биття ротора при роботі. Розробленими електродними матеріалами на основі нікелю (НВ, НВ25, НВ50) можна одержати покриття товщиною до 2 мм і навіть більше без значного перегрівання деталі.

Проведені на підприємстві «Укрметалургромонт» (м. Дніпродзержинськ) і «Стандартенерго» (м. Луганськ) дослідження показали, що електродвигуни в процесі тривалої експлуатації зазнають різних інтенсивних навантажень від різкого гальмування, при зміні напрямку обертання ротора (станки, ліфти, прокатні стани і т. п.) або постійній вібрації (транспорт, вібратори). В результаті цього деталі сполучних вузлів такі, як посадкові місця підшипників на валу ротора та в кришці корпуса статора, а також частина ротора, що з'єднується з муфтою або шківом, інтенсивно зношуються. Проміжки, що при цьому з'являються, викликають перекіс ротора відносно статора і безпосередній контакт їх обмоток, що призводить до короткого замикання і виходу електродвигуна з ладу.

Основні види зносу деталей електродвигуна, що підлягають відновленню електроіскровим методом:

- знос і поява задирів на посадкових поверхнях вала ротора відбувається при появі проміжку між ним і підшипником або при руйнуванні або заклиниуванні підшипника, що призводить до прокручування внутрішнього кільця підшипника відносно вала ротора;

- знос і поява задирів на посадкових поверхнях кришок при постійних вібраціях і мікропереміщеннях ротора відносно статора або при руйнуванні й заклиниуванні підшипника, отвір в кришці приймаєovalну форму;

- знос вихідного кінця вала ротора при появі проміжку між валом і шківом або муфтою, які встановлені на ньому.

На підприємстві «Стандартенерго» переважно ремонтуються шахтні електродвигуни типу ВМЭВО і 2ВПМ потужністю від 4,5 до 200 кВт

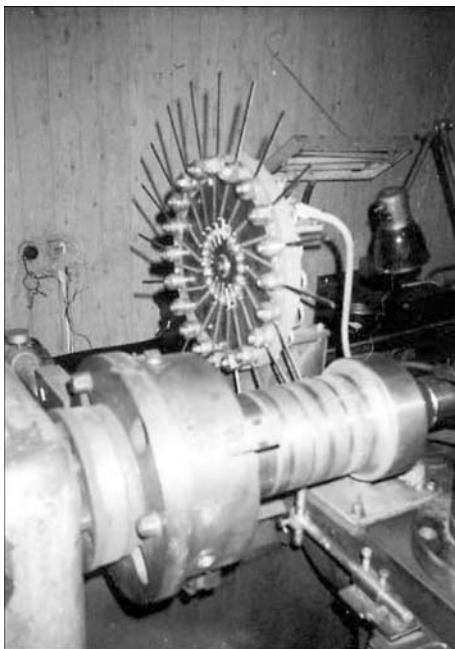


Рис. 6. Установка для електроерозійного відновлення деталей ЭЭВ-2

(вентилятори, врубові машини, підйомники і тощо), електродвигуни підйомних кранів типу АМТФ і МТФ, а також двигуни загального призначення типу АІР. Особливо високі вимоги до якості ремонту пред'являються до електродвигунів, виготовлених у вибухобезпечному виконанні, які застосовуються в шахтах з підвищеним вмістом метану в повітрі. В електроремонтному цеху підприємства створено дільницю електроерозійного відновлення деталей, яку оснастили електроерозійними установками ЭИЛ-8А і ЭЭВ-2, розробленими і виготовленими в Луганському проектно-технологічному інституту машинобудування. Установка ЭЭВ-2 яка, змонтована на токарному верстаті, застосовується для механізованого відновлення валів роторів (рис. 6), інші використовуються для ручного відновлення посадкових отворів у кришках електродвигунів. Відновлення ротора електродвигуна виконано на установці ЭЭВ-2, встановленій на токарному верстаті.

Висновки

1. Показано, що за рахунок технології виготовлення і складу можна створювати високоефективні з точки зору ерозійних властивостей електродні матеріали для електроіскрового зміцнення і відновлення деталей.

2. Встановлено кінетичні залежності електроерозії і масопереносу розроблених матеріалів, на

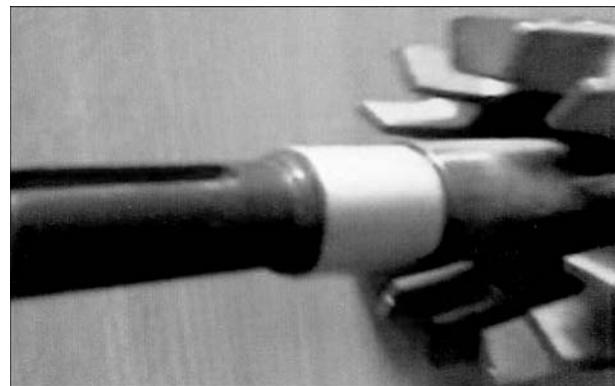


Рис. 7. Ротор електродвигуна потужністю 4,5 кВт з відновленим посадковим місцем вихідного вала. Товщина нанесеного покриття з сплаву НВ50 – 3 мм на діаметр з наступним шліфуванням. Час нанесення 16 хв

базі яких проведено оптимізацію технології електроіскрового легування металевих поверхонь, що дозволило значно підвищити ефективність процесу легування.

3. Виготовлено партії електродів для реалізації процесів електроіскрового зміцнення, відновлення розмірів і властивостей зношених поверхонь, проведено апробацію розроблених матеріалів і технології електроерозійної обробки в промислових умовах. Впровадження технології електроіскрової обробки і нових електродних матеріалів у 5–6 разів зменшує витрати, пов'язані з ремонтом устаткування.

1. Разработка электродных материалов для электроискрового упрочнения и восстановления изношенных поверхностей, структура и свойства покрытий / А.В. Паустовский, Ю.Г. Ткаченко, Р.А. Алфинцева и др. // Электрон. обработка материалов. – 2011. – 47(2). – С. 30–36.
2. Grünling H.W., Bauer R. The role of silicon in corrosion-resistant high temperature coatings // Thin Solid Films. – 1982. – 95, Issue 1–3. – P. 3–20.
3. Elliot, Hampton A.F. The influence of ternary additions of W, Mo, Ti, Ta, and Nb on the isothermal and cyclic oxidation of Ni–10Cr alloy // Oxid. Met. – 1980. – 14. – P. 449–468.
4. Irving G.N., Stringer J., Whittle D.P. Effect of the possible fcc stabilizers Mn, Fe, and Ni on the high-temperature oxidation of Co–Cr alloys // Ibid. – 1974. – 8. – P. 393–407.
5. Структурная и фазовая стабильность жаростойких ($\beta+\gamma$) сплавов системы Ni–Co–Cr–Al / С.В. Косицyn, В.С. Литвинов, Н.В. Катаева, А.А. Архангельская // Физика мет. и материалов. – 1990. – № 9. – С. 114–122.
6. Колесниченко Л.Ф., Полотай В.В., Заболотный В.В. Методика изучения трения и износа металлокерамических материалов // Порош. металлургия. – 1970. – № 3. – С. 61–66.
7. Хрущов М.М. О стандартизации одного из методов испытания на абразивное изнашивание // Методы испытания на изнашивание. – М.: Изд-во АН СССР, 1962. – С. 40–47.

ПРОЕКТ 8.2

Розробка зносостійких електродугових покріттів з контролюваною шорсткістю із порошкових дротів для захисту та відновлення поліграфічного обладнання з алюмінієвих та інших сплавів

УДК 621.793

ТЕХНОЛОГІЯ ПІДВИЩЕННЯ АБРАЗИВНОЇ ЗНОСОСТІЙКОСТІ ДЕТАЛЕЙ ЛИСТОВИВІДНОЇ СИСТЕМИ ПОЛІГРАФІЧНИХ МАШИН

Чл.-кор. НАН України **В.І. ПОХМУРСКИЙ**, м.м. СТУДЕНТ, д-р техн. наук, **В.М. ГВОЗДЕЦЬКИЙ**,
Т.Р. СТУПНИЦЬКИЙ, інженери
(Фізико-механічний ін.-т ім. Г.В. Карпенка НАН України)

Розроблено технологію підвищення абразивної зносостійкості листовивідної системи поліграфічних машин, які працюють в умовах абразивного зношування, способом напилення електродугових покріттів. Розроблено вміст нових електродних порошкових дротів на основі боровмісних компонентів ферохромбору та карбіду бору для напилення покріттів із підвищеною твердістю. Ресурс нових та відновлених таким чином деталей зростає в 2,0–2,5 рази.

Ключові слова: поліграфічне обладнання, електродугове напилення, порошкові дроти, абразивна зносостійкість

В Україні працюють тисячі поліграфічних підприємств, на яких експлуатується обладнання переважно зарубіжного виробництва. Деталі листовивідної системи (механізми кріплення декіля на циліндри, механізми протяжки фольги тощо) поліграфічного обладнання виготовляють із алюмінієвих сплавів та сталей. Вони працюють в умовах інтенсивного абразивного зношування (абразив-папір). Термін їх експлуатації не перевищує 1,5–2,0 роки. Робоча поверхня цих деталей повинна мати контролювану шорсткість в залежності від виду використовуваного паперу. В більшості випадків вони не піддаються відновленню.

Перспективними є газотермічні покріття, одержані, зокрема, способом електродугової металізацією з використанням спеціальних електродних порошкових дротів (ПД). Спосіб електродугового напилення технологічно є найпростішим, має в 2–3 вищу продуктивність. Покріття при цьому способі в 3–10 разів дешевіше за одержані іншими способами газотермічного напилення (рис. 1). Застосування спеціальних ПД для електродугового напилення дозволяє отримувати покріття із експлуатаційними характеристиками на рівні кращих плазмових покріттів.

Для електродугового напилення покріттів з ПД використовуються серійні електрометалізатори, в тому числі і виробництва ФМІ ім. Г.В. Карпенка НАН України із оригінальною розпилювальною головкою закритого типу [1].

Режими напилення покріттів із ПД такі: робоча напруга 30–35 В, струм 130–250 А, тиск повітря

0,3–0,6 МПа. Перед напиленням поверхню зразків піддають дробоструминній обробці до шорсткості поверхні $R_z = 40\text{--}45$ з метою забезпечення необхідної сили зчеплення покріття з основою. Вихідна товщина покріття залежить від рівня виробітки робочої поверхні зношеної деталі, але не повинна перевищувати 5 мм.

Для напилення покріттів використовували порошкові електродні дроти діаметром 1,8 мм у вигляді трубчастої оболонки, виготовленої з низьковуглецевої сталі 08КП товщиною 0,4 мм, заповненої порошковою шихтою переважно із дешевих феросплавів (табл. 1).

Шорсткість покріттів. В поліграфічній промисловості для деталей листовивідної системи необхідно забезпечити, крім зносостійкості, необхідну шорсткість поверхні. Так, для картону вона повинна становити 90–100 мкм, в той же час для

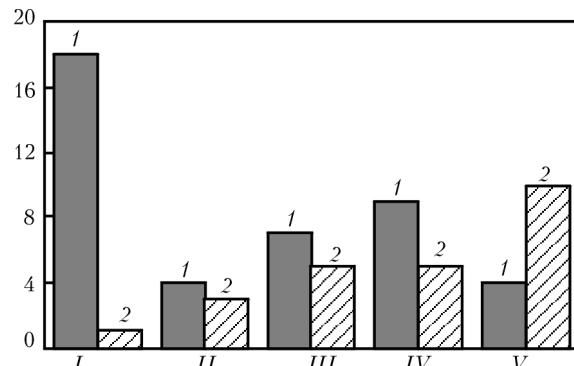


Рис. 1 Порівняння газотермічних способів нанесення покріттів:
I – електродугове; II – газоподуменеве; III – плазмове; IV – газополуменеве надзвукове; V – детонаційне; 1 – продуктивність напилення, кг/год; 2 – відносна варгість [2]

Таблиця 1. Матеріали, використані під час виготовлення ПД

Назва матеріалу	Марка ПД	Стандарт
Ферохром високовугле-цевий	ФХ-800	ГОСТ 4757-85
Феротитан	ФТИ-40А	ГОСТ 4761-80
Порошок алюмінію	ПА-40	-
Хром металевий	Х99А	ГОСТ 5905-79
Лігатура залізо-хром-бор	ФХБ-2	ТУ 14-5-106-73

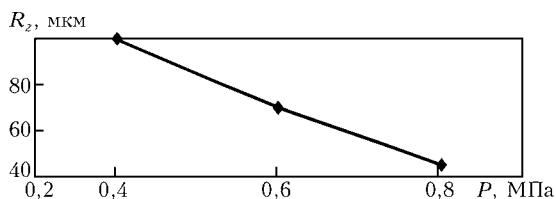


Рис. 2. Вплив тиску повітря на шорсткість покриття з ПД Х6РЗЮ8

тонкого паперу шорсткість поверхні має перевищувати 40–60 мкм. На поверхні напиленого покриття формуються горбки із розпилюваних та за-кристалізованих краплин, які забезпечують ефективне зчеплення паперу та деталей листовивідних систем. Шорсткість покріттів залежить переважно від тиску повітряного струменю. Із його збільшенням шорсткість зменшується прямо пропорційно (рис. 2). Це дає можливість легко регулювати шорсткість у достатньо великих межах (40–100 мкм).

Аbrasivna зносостійкість покріттів. Для забезпечення твердості та зносостійкості покріттів шихту ПД формували на основі боровмісних компонентів ФХБ та карбіду бору B_4C . За наявності у шихті ПД лише порошку заліза та карбіда бору під час плавлення ПД відбувається взаємодія між B_4C та розплавом заліза таким чином: $Fe + 1/7 B_4C = 4/7 FeB + 1/7 Fe_3C$ та $Fe + 1/3 B_4C = 1/3 Fe_3C + 4/3 B$. При цьому утворюються бориди та карбіди заліза, а також аморфний бор. Спектральний аналіз структурних складових по-

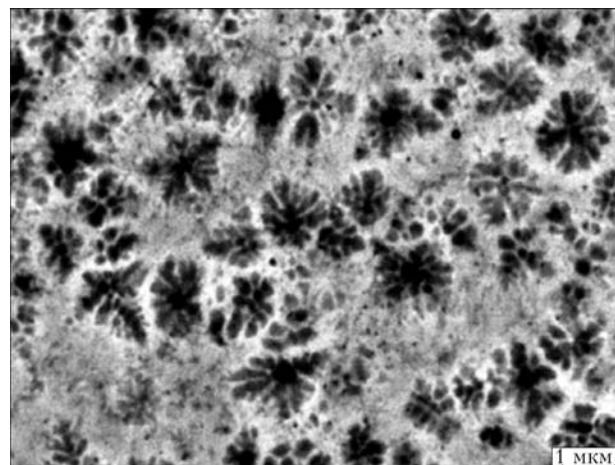


Рис. 4. Морфологія дисперсних фаз, утворених у структурі покриття із ПД Х6РЗЮ8

кріттів підтверджує наявність великої кількості виділень бору у структурі покриття розміром 20–40 мкм в поперечнику з оторочкою із боридів заліза Fe_2B (рис. 3). У цьому випадку твердість та абразивна зносостійкість покріттів із таких ПД будуть незначними.

За наявності у шихті ПД з карбідом бору таких компонентів, як хром або титан у вигляді феросплавів або чистих компонентів, реакції з виділенням аморфного бору стають неможливими. У цьому випадку відбувається взаємодія карбіду бору з утворенням лише боридів та карбідів заліза, легованіх хромом або титаном, розмір яких не перевищує 200–400 нм (рис. 4). Твердість покріттів при цьому суттєво зростає. Так, додаток 8 мас. % карбіду бору в шихті ПД (50 % ФХБ + 8 % B_4C + 42 % Cr) збільшує вміст боридів у структурі покриття та сприяє зростанню його твердості від HV 700–800 до HV 1050–1200. Разом з тим збільшення твердості покріттів сприяє виникненню мікротріщин ще під час формування покриття, внаслідок чого зменшується його когезійна міцність від 130 до 90 МПа, а зносостійкість зростає лише на 20 %. Фазовим аналізом покриття з ПД Х6РЗЮ8 у вихідному стані виявлено лише реф-

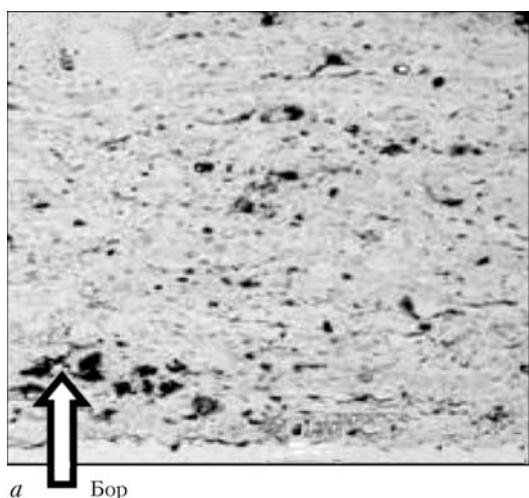
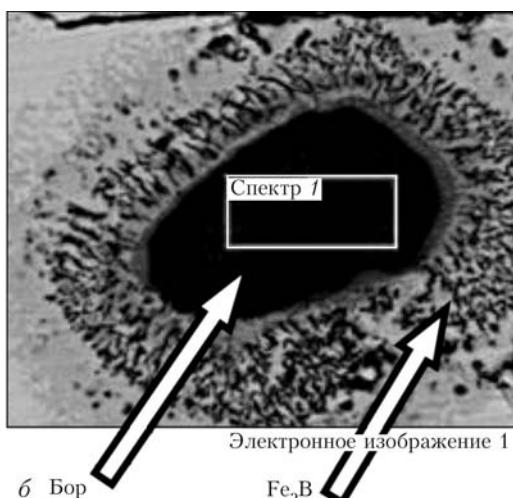


Рис. 3. Виділення бору у структурі покриття: а – $\times 50$; б – $\times 1100$



Таблиця 2. Вплив технологічних операцій на абразивну зносостійкість покріттів

Склад покріття із ПД	Відносна абразивна зносостійкість покріттів (еталон сталь ШХ15 HRC 60)	
	Після напилення	Відпуск при 550 °C, 2 год
ПД150T10P6Ю2	1,3	10
ПДХ6РЗЮ8	3,0	—
HVOF	12,0	—
Твердий сплав ВК-6		

лекси твердого розчину на основі α -Fe і складно-легованого бориду $Fe_{1,1}Cr_{0,9}B_{0,9}$, а після відпуску при температурі 550 °C якісних змін фазового складу покріття не відбулося, лише виявлено інтенсивніші піки бориду $Fe_{1,1}Cr_{0,9}B_{0,9}$ [3]. Додаток у шихті ПД (50 % ФХБ + 8 % B_4C + 42 % Cr) порошку алюмінію викликає при напиленні проходження алюмотермічних реакцій у розплаві ПД, що відбуваються із виділенням додаткового тепла. Це сприяє збільшенню когезійної міцності та зменшенню напружень розтягу у покріттях при формуванні на деталях і, як наслідок, у них не утворюються сітки тріщин. Виявилося, що хоч твердість покріття зі збільшенням вмісту алюмінію в шихті ПД не змінюється, проте зносостійкість зростає на 50 % (рис. 5) [4].

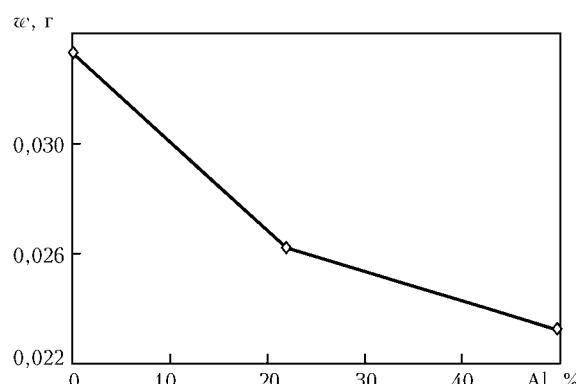


Рис. 5. Вплив вмісту алюмінію у шихті ПД (48 % ФХБ + 8 % B_4C + 50 % Cr) на рівень зносу в ході випробувань закріпленим абразивом

Вплив технологічних операцій на абразивну зносостійкість покріттів. Суттєвий вплив на зносостійкість покріттів має їх високий відпуск. Так, відпуск при 550 °C покріттів із підвищеним вмістом бору та титану в ПД150T10P6Ю2 протягом 2 год суттєво зменшує напруження розтягу в них та викликає дисперсійне твердіння внаслідок додаткового виділення боридів титану у ламелях покріття. У цьому випадку зносостійкість покріттів наближається до рівня зносостійкості покріття із твердого сплаву ВК6, напиленого надзвуковим газополуменевим способом (HVOF) (табл. 2).

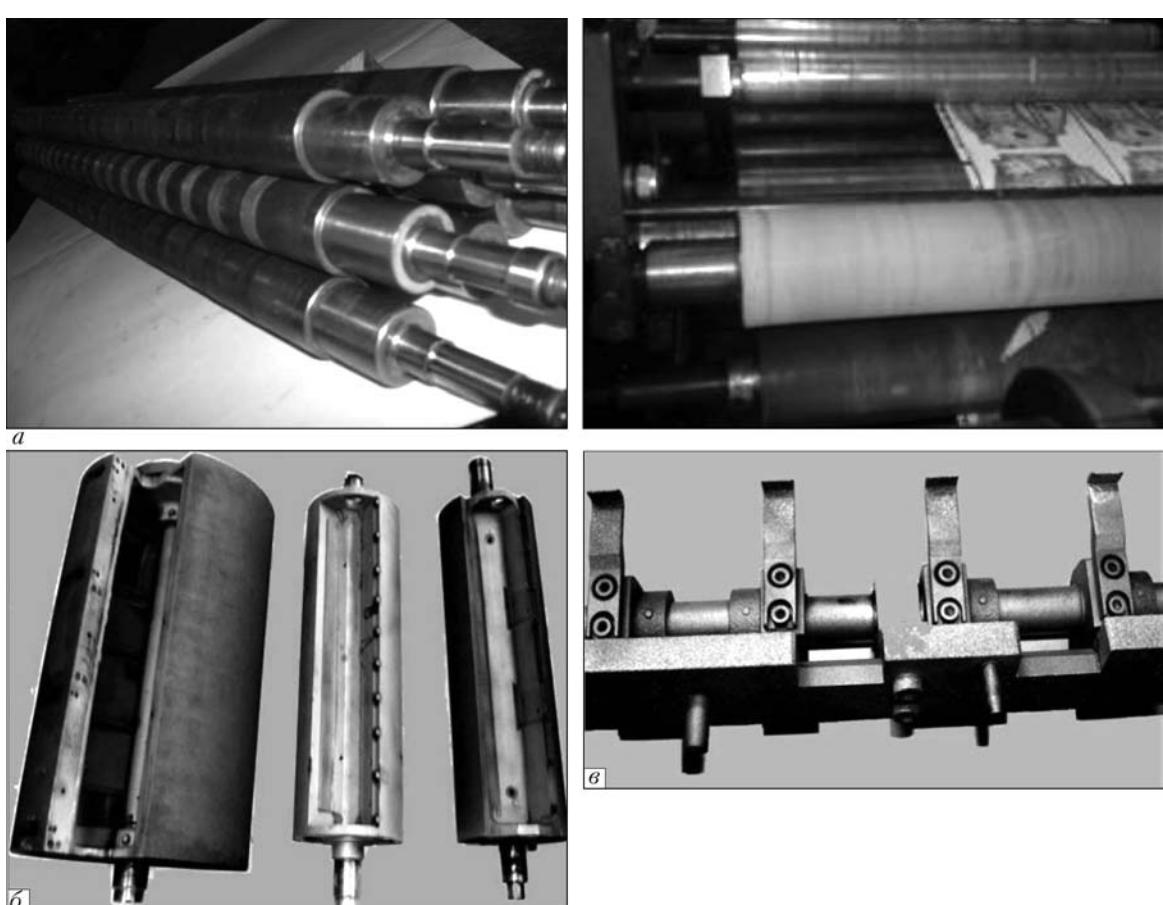


Рис. 6. Деталі листовивідної системи поліграфічних машин, відновлені електродуговими покріттями із ПД Х6РЗЮ8 та ПД 150T10P6Ю2: а — валі листовивідної системи поліграфічної машини; б — циліндри поліграфічних машин; в — клапани форгрейферів друкарської машини

В реальних умовах не завжди можна здійснити відпук великовагабаритних деталей. У цих випадках для напилювання покріттів без мікротріщин перші їх шари на деталі необхідно наносити при низьких значеннях струму (100–120 А) та тиску струменя повітря (0,3–0,4 МПа), а наступні шари — при високих значеннях струму (200–250 А) та тиску повітря (0,6–0,65 МПа), що забезпечить збільшену когезійну міцність покриття та високу зносостійкість.

На основі проведених досліджень виготовлено дослідні партії ПД: ПДХ6РЗЮ8 та ПД150Т10Р6Ю2, а також здійснено їх дослідно-промислову перевірку на деталях поліграфічного обладнання Львівської області (поліграфічне підприємство «Ельграф», ВАТ «Біблъос», ПП «Кліше» тощо).

Дослідно-промислова перевірка технології підвищення абразивної зносостійкості деталей із сталей та алюмінієвих сплавів проведена на деталях листопротяжної системи (рис. 6) поліграфічного обладнання шляхом нанесення електродугових покріттів із ПД, розроблених у ФМІ НАНУ. Ресурс нових та відновлених таким чином деталей зростає в 2,0–2,5 рази.

Висновки

1. Розроблено нові електродні матеріали — ПД (ПД Х6РЗЮ8 та ПД150Т10Р6Ю2) для електродугового напилення зносостійких покріттів із контролюваною шорсткістю на деталі листовивідної системи поліграфічних машин.
2. Нова технологія підвищення абразивної зносостійкості деталей листовивідної системи поліграфічних машин пройшла дослідно-промислову перевірку на підприємствах Львівської області та може бути рекомендована для широкого впровадження.
3. А.с. 1657230 СССР, МКИ B05 B7/22. Распылительная головка к электрометаллизатору / В.И. Похмурский, М.М. Студент, В.С. Пих, М.А. Тыхан. — Опубл. 23.06.91; Бюл. № 23.
4. Коробов Ю.С. Эффективность применения активированной дуговой металлизации для нанесения защитных покрытий // Свароч. пр-во. — 2002. — № 2. — С. 47–50.
5. Електродугові відновні та захисні покриття / В.І. Похмурський, М.М. Студент, В.М. Довгунік та ін. — Львів: Фіз.-мех. ін-т ім. Г.В. Карпенка НАН України, 2005. — 190 с.
6. Влияние режимов электродуговой металлизации и состав применяемых порошковых проволок на структуру и абразивную износостойкость покрытий / В.И. Похмурский, М.М. Студент, И.А. Рябцев та ін. // Автомат. сварка. — 2006. — № 7. — С. 31–36.

ПРОЕКТ 8.3

Створення технології і матеріалів для ремонту бурових доліт для видобутку нафти та природного газу з метою зменшення теплового впливу на алмазний шар, підвищення міцності паяних з'єднань та збільшення їх робочого ресурсу

УДК 621.791.3;622.24

ОСОБЕННОСТИ ТЕХНОЛОГИЙ РЕМОНТА БУРОВЫХ ДОЛОТ С АЛМАЗНО-ТВЕРДОСПЛАВНЫМИ РЕЗЦАМИ

Чл.-кор. НАН Украины **В.Ф. ХОРУНОВ, Б.В. СТЕФАНИВ**, канд. техн. наук,
О.М. САБАДАШ, инж., **В.В. ВОРОНОВ**, магистр
(Ин-т электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины)

Рассмотрены особенности дефектов долот, полученных в процессе эксплуатации, оценены технологические свойства серебряных припоеv различного легирования, определены свойства паяных соединений. Особое внимание уделено изучению микроструктуры и химической неоднородности границы соединения сталь–твердый сплав. На основании полученных данных разработаны технологии и рекомендации по восстановлению буровых долот разного сортамента.

Ключевые слова: проходка, механическая скорость, сверхтвердые материалы, алмазный слой, алмазно-твердосплавный резец (АТР), износостойкость, PDC резцы, припой, прочность

Известно, что в Украине база для ремонта и восстановления буровых долот и бурильных головок отсутствует. Часть долот вывозится для ремонта за границу, а остальные просто не ремонтируются. Для ремонта долот необходимо разработать не-

© В.Ф. ХОРУНОВ, Б.В. СТЕФАНИВ, О.М. САБАДАШ, В.В. ВОРОНОВ, 2012

сколько технологий и технологических приемов ремонта, в частности:

- технологию выпаивания алмазно-твердосплавных резцов (АТР) после выработки ресурса;
- технологические приемы подготовки глухих поверхностей отверстий лопастей к пайке;
- технологию восстановления поврежденных участков лопасти и корпуса долота;
- технологию пайки АТР и других вставок с сохранением исходных размеров долота.



Рис. 1. Коррозия основного металла долота (а), посадочных отверстий (б) и на границе крепления АТР (в)

Естественно, важным аспектом является выбор состава припоя, исходя из технологических и экологических характеристик последнего.

В настоящее время основной технологической особенностью пайки АТР с лопастями как цельнофрезерованных, так и матричных долот отечественного и зарубежного производства является использование серебряных припоев, содержащих кадмий. Серебряные припои с кадмием характеризуются хорошими технологическими свойствами, имеют низкую температуру плавления. Существенным недостатком этих припоев является присутствие в их составе кадмия, что запрещено Европейской конвенцией.

Кроме того, как показали наши исследования [1], прочностные показатели соединений, паяных данным припоеем, уступают прочностным показателям других припоев. При пайке долот хорошо себя зарекомендовали припои системы Ag–Cu–Zn–Ni–Mn. На базе этой системы проводили исследования и разработку новых припоев путем изменения состава в границах названной системы и дополнительного легирования. Причем наилучшие результаты получены благодаря легированию данной системы палладием [1, 2]. Изготовление припоев систем Ag–Cu–Zn–Ni–Mn и Ag–Cu–Zn–Ni–Mn–Pd освоено в условиях предприятия ГНПП «Рубин» (г. Харьков). Все составы имеют удовлетворительную технологичность при изготовлении припоя.

Технологические возможности восстановления бурового алмазного долота покажем на примере изношенного долота диаметром 215,9 мм российского производства. При оценке состояния бурового долота обнаружены значительные повреждения всех гнезд, куда крепятся АТР, и лопастей стального корпуса, имеет место также глубокая местная эрозия металла корпуса в местах пайки АТР, являющаяся главной проблемой ремонта (рис. 1, а).

При восстановлении долота были разработаны методы выпаивания изношенных АТР с помощью индукционного нагрева лопастей в петлевом индукторе специальной конструкции. После чего как на поверхности отверстия, так и по всему периметру крепления АТР наблюдались дефекты в виде раковин (рис. 1, б) и местной эрозии основного металла (рис. 1, в). Эти дефекты можно устранить с помощью различных технических средств (механической зачисткой поврежденных гнезд и дефек-

тных участков долота твердосплавными абразивными фрезами и шарошками, «пескоструйкой» и сваркой).

Рассмотрим восстановление алмазного матричного долота производства США (рис. 2). В данном случае имело место существенное изнашивание тела долота, которое в некоторых участках лопастей по толщине матрицы достигало 10 мм (2/3 диаметра АТР) (рис. 2, а). Поскольку в этой ситуации простая замена режущих резцов не имела смысла, то были проведены работы по восстановлению рабочей поверхности гнезда и лопасти долота. В результате была полностью восстановлена форма и геометрия гнезд и рабочих участков лопастей (рис. 2, в, г). Это достигалось с помощью как крепления отдельных твердосплавных сегментов методом пайки на поверхность лопасти, так и нанесения специальных покрытий (наплавка) на разрушенную поверхность лопастей (рис. 2, в). Особое внимание обращалось на формирование входных и выходных галтелей соединений резец–лопасть и сегмент–лопасть (рис. 2, г).

Анализ источников тепловой энергии [3–9] для конструкций различных типов (сварных, цельнофрезерованных, матричных) алмазных буровых долот и состояния их изношенности (не более 50 %) показал, что объемные способы нагрева (в печи, солевой расплав) не соответствуют требованиям контроля температурно-временных режимов технологического процесса замены АТР. С точки зрения сохранения физико-химических свойств алмазного слоя PDC резцов, наиболее рациональными способами выпаивания являются газопламенный и индукционный нагрев или их сочетание. В результате проведенных исследовательских работ были установлены температурно-временные режимы выпаивания PDC резцов из буровых алмазных долот (сварочных стальных, с матричным корпусом и цельнофрезерованным стальным корпусом):

- групповой (с целой лопастью) — наиболее приемлем индукционный нагрев с максимальной мощностью до 30 кВт;
- выборочный (один или несколько) — нагрев одним или двумя газовыми горелками № 4 при максимальной мощности газовой смеси (кислород–пропан/бутан) до 10 кВт.

Для ремонта и пайки новых АТР в лопасти восстановленных долот были использованы следу-

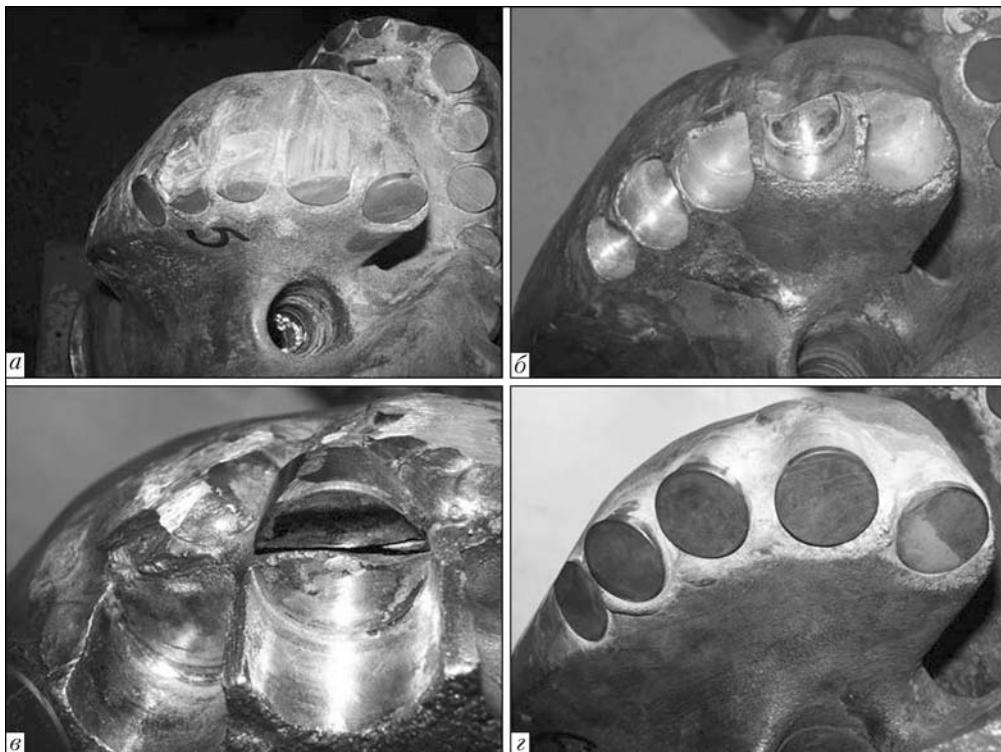


Рис. 2. Лопасть матричного долота производства США до ремонта (а), после выпаивания резцов (б), ремонта гнезд (в) и пайки АТР (г)

ющие системы припоев: промышленные Ag–Cu–Cd–Zn, Ag–Cu–Zn–Ni–Mn и опытный Ag–Cu–Zn–Ni–Mn–Pd.

После испытаний в реальных условиях эксплуатации на предприятии ПАО «Шахта им. А.Ф. Засядько» буровые алмазные долота (производства ИЭС им. Е.О. Патона НАНУ) были доставлены в институт для исследований (рис. 3). На лопасти № 2 бурового долота был вырезан сегмент (АТР + сталь) для дальнейшего изучения микроструктуры и химической неоднородности паяного соединения после эксплуатации (рис. 4).

Для проведения металлографических исследований и изучения химической неоднородности использовали растровый электронный микроскоп Cam Scan, оснащенный рентгеновским анализатором. После эксплуатации дефекты в виде пор, трещин наблюдаются как в паяном шве, так и в основном металле. На рис. 5 показан частичный вырыв

металла паяного шва и металла лопасти. Фазовый состав паяного шва не претерпевает каких-либо изменений, что подтверждают исследования химической неоднородности (табл. 1, рис. 6). Вдоль приграничного участка паяного шва со стороны твердосплавного материала (марки ВК-8) кристаллизуется твердый раствор Cu–Zn, легированный другими составляющими припоя и основного материала (рис. 6, спектр 4), в виде зерен округлой формы, которые соединяются между собой и представляют собой сплошную полосу. Такие же зерна наблюдаются (изредка) в паяном шве у границы со сталью; они отличаются большим содержанием железа (1 %) и отсутствием вольфрама.

Матрица паяного шва представлена эвтектикой, состоящей из двух фаз: твердого раствора на основе серебра и твердого раствора на основе меди, которые содержат незначительные количества



Рис. 3. Долото №00003РУ после испытаний (пробурено 1894 пог. м): 1 — ATP+сталь; 2 — ATP; 3 — лопасть

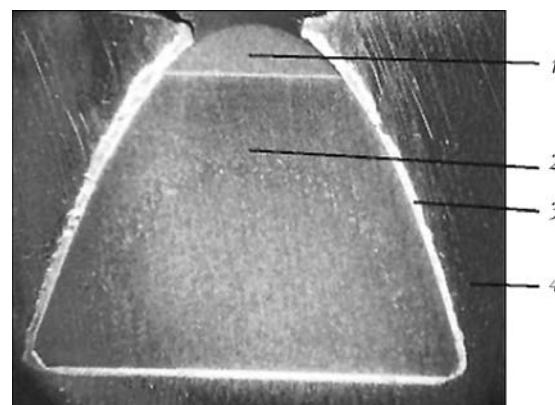


Рис. 4. Макрошлиф паяного соединения ATP + сталь после испытаний бурового долота: 1 — алмазный слой; 2 — твердый сплав ВК-8; 3 — паяный шов; 4 — сталь 40Х

Таблица 1. Распределение химических элементов в паяном шве и основном материале, мас. %

№ спектра	C	Si	Cr	Mn	Fe	Co	Ni	Cu	Zn	Ag	Cd	W
1	10,88	—	—	—	—	10,98	—	—	—	—	—	78,13
2	2,07	—	—	—	—	—	0,45	18,68	16,07	36	26,04	0,69
3	3,15	0,25	0,86	0,6	95,15	—	—	—	—	—	—	—
4	11,35	—	—	—	0,39	—	1,97	50,53	31,2	2,97	0,78	0,81
5	3,29	—	—	—	1	0,18	2,83	54,36	33,35	4,1	0,88	—
6	2,52	—	—	—	0,43	—	—	14,98	15,17	39,74	26,73	0,43
7	2,81	—	—	0,17	—	—	0,23	11,68	13,83	39,18	31,45	0,65
8	8,82	—	—	—	0,28	—	—	1,20	2,84	51,36	34,92	0,58
9	5,99	—	—	—	0,37	—	—	1,62	4,46	52,78	34,04	0,73
10	16,39	—	—	—	0,18	—	0,3	33,68	28,16	12,24	8,54	0,5
11	21,36	—	—	—	0,27	—	0,16	38,83	31,81	4,17	2,69	0,71

остальных легирующих элементов припоя и паяемых материалов. Количество меди в первой составляющей эвтектики незначительное и находится в пределах 1,20–1,6 %. Во второй составляющей эвтектики количество серебра лежит в пределах 3,0–4,1 %.

Кадмий находится только в паяном шве, максимальное его количество (около 35 %) сосредоточено в твердом растворе на основе серебра. Во второй составляющей эвтектики количество кадмия не превышает 8,5 %. Его диффузия в паяемый материал не обнаружена.

В твердом сплаве со стороны паяного шва наблюдается сеть дефектов в виде несплошностей, возможно, образовавшаяся во время технологических испытаний.

Были проведены исследования на прочность паяных соединений АТР + ВК-8 и АТР+сталь (табл. 2), паяных стандартным припоеем ПСр-40 и экспериментальными припоями систем Ag–Cu–Zn–Ni–Mn и Ag–Cu–Zn–Ni–Mn–Pd [10]. Прочность контакта слоев при срезе определяли с помощью специального устройства на разрывной машине Р-05 в ИСМ НАНУ. Установлено, что при пайке соединений АТР + ВК-8 и АТР + сталь экспериментальными припоями прочность существенно повышается (около 30 %) по сравнению со стандартным припоеем ПСр-40.

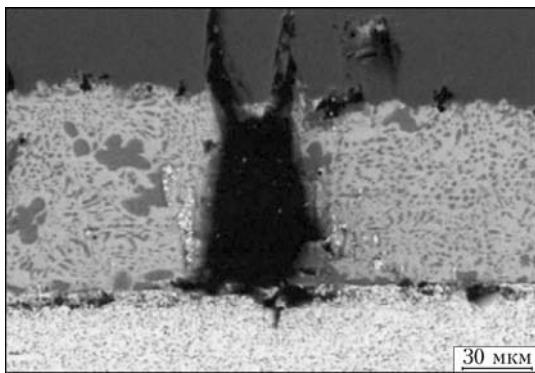


Рис. 5. Дефекты в паяных швах и основном металле, образующиеся во время эксплуатации в шахтных выработках

При этом большое значение имеют термо- и износстойкость АТР, которые в свою очередь влияют на механическую скорость и величину проходки долота. На основании проведенных нами исследований разработаны технология ремонта буровых долот и рекомендации по восстановлению долот разного сортамента.

В разработанной нами технологии восстановления долот разного сортамента пайку АТР с лопастью проводили поэтапно, что обеспечило контроль температуры алмазного слоя. Для долот большого диаметра (295,3 мм и более) применяли индукционный нагрев, а для долот меньшего диаметра (93,0–215,9 мм) – газопламенный нагрев. Пайку резцов начинали последовательно с центра долота, проходили по всему периметру рабочей части и заканчивали на калибрующей поверхности лопасти долота. Таким образом создавалось равномерное температурное поле при пайке очередного АТР, осуществлялся незначительный нагрев впаянного АТР при пайке следующего, более того, индукционный нагрев иногда сочетался с газопламенным (поверхностным) для долот большего диаметра, так как газопламенным нагревом не удавалось прогреть подложку гнезда лопасти долота.

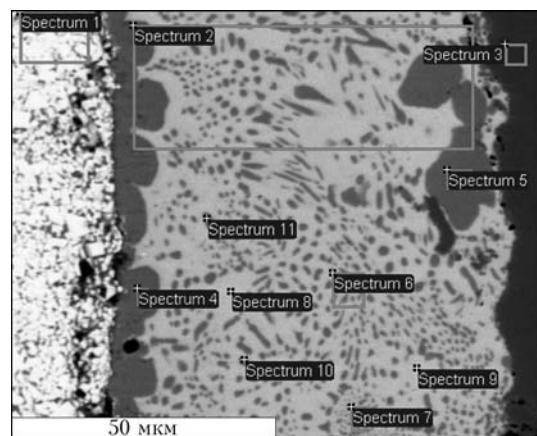


Рис. 6. Микроструктура исследуемого участка паяного шва

Таблица 2. Предел прочности на срез паяных соединений

№ п/п	Марка или система припоя	Паяное соединение	Прочность на срез τ_{cp} , МПа
1	ПСр-40	АТР + ВК-8	220±20
2	Ag–Cu–Zn–Ni–Mn		250±20
3	Ag–Cu–Zn–Ni–Mn–Pd		320±20
4	ПСр-40	АТР + сталь	220±20
5	Ag–Cu–Zn–Ni–Mn		250±20
6	Ag–Cu–Zn–Ni–Mn–Pd		300±20

Следует обратить внимание и на формирование паяного соединения состояния гнезд (отверстий), в которые крепятся АТР методом пайки. Даже незначительное изменение геометрии этих гнезд (температурные деформации, износ, сколы, коррозия) ухудшает формирование паяных соединений, что влечет за собой ухудшение эксплуатационных свойств долота из-за наличия скрытых дефектов — непропаев, флюсовых и газовых включений, изменения угла крепления резцов. Предотвратить возникновение дефектов можно с помощью дополнительных мер, например, тщательной зачисткой гнезд после выпаивания изношенных АТР от остатков припоя и участков коррозии основного металла; подготовкой разрушенных гнезд методом восстановления (сварка и наплавка дефектных участков, механическая обработка); контролем угла крепления резцов.

По результатам исследований и ремонта изношенных долот были составлены рекомендации по восстановлению долот разного сортамента:

- 1) оценке дефектов участков изношенного бурового долота;
- 2) составлению дефектной ведомости данного долота;
- 3) согласованию с заказчиком стоимости ремонта и целесообразности восстановления с учетом первоначальной стоимости долота;
- 4) выполнению ремонта изношенного бурового долота;
- 5) составлению актов производственных испытаний;
- 6) архивации полученных данных.

В результате проведенной работы были успешно восстановлены изношенные буровые алмазные долота для сплошного бурения и бурильные голов-

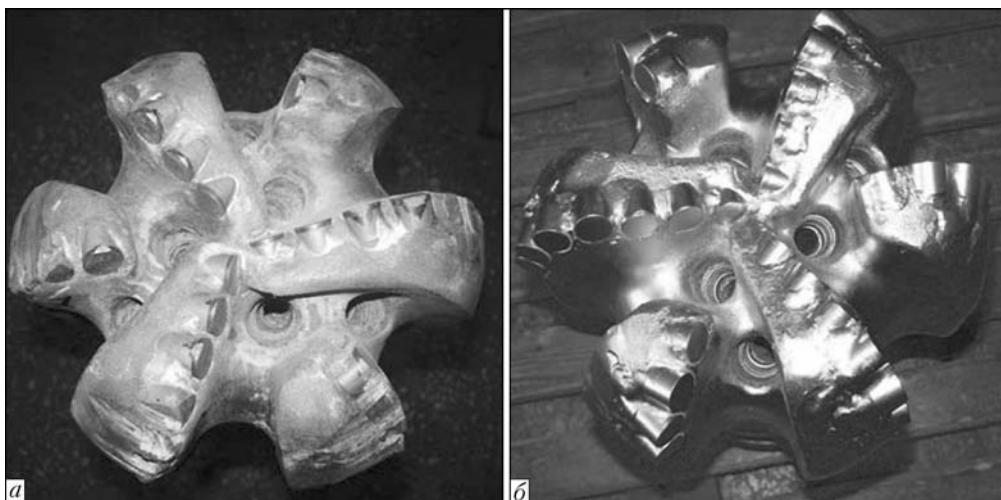


Рис. 7. Матричное алмазное буровое долото производства США до (а) и после ремонта (б)

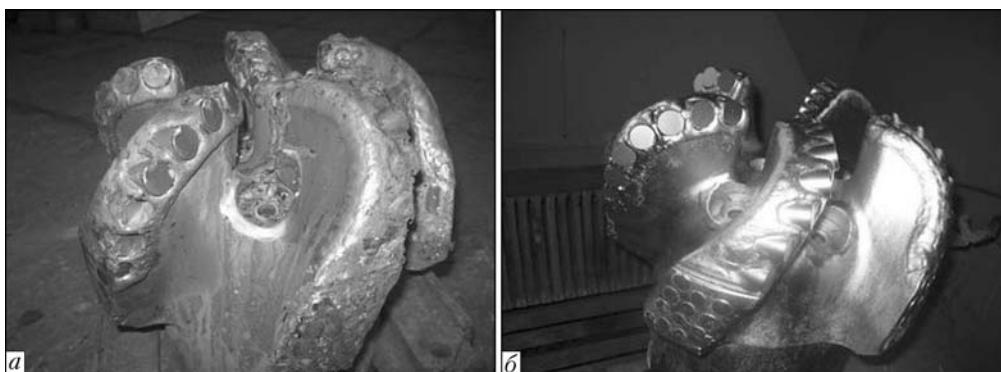


Рис. 8. Цельнофрезерованное алмазное буровое долото («Волгабурмаш», Россия) до (а) и после ремонта (б)

ки для отбора керна. Бурильные головки диаметром 212,7 мм для отбора керна («Волгабурмаш» Россия) были отремонтированы и переданы заказчику ЧАО «НИИКБ бурового инструмента» (г. Киев) для внедрения. Буровые алмазные долота диаметром 132 (Украина) и 215,9 мм (Россия) для сплошного бурения после ремонта переданы ПАО «Шахта им. А.Ф. Засядько» для внедрения. Были также отремонтированы матричные алмазные буровые долота диаметрами 295,3 (Китай) и 212,7 мм («Hughes Christensen», США) (рис. 7), цельнофрезерованное долото диаметром 295,3 м («Волгабурмаш», Россия) (рис. 8), которые переданы заказчику НПП «Нефтегазэкология» (г. Полтава) для внедрения в производство по бурению газовых скважин.

В настоящее время буровые алмазные долота и бурильные головки проходят промышленные испытания в реальных условиях эксплуатации. На предприятии ПАО «Шахта им. А.Ф. Засядько» величина проходки по средним и твердым породам для буровых долот диаметрами 132 мм (рабочий ресурс 1000 м и более) составила 400–500 пог. м, 215,9 мм (рабочий ресурс 900 м) – 300–400 пог. м. На НПП «Нефтегазэкология» величина проходки по мягким, средним и очень твердым породам для буровых долот диаметрами 295,3 (рабочий ресурс 2000 м) и 212,7 мм (рабочий ресурс 250 м) соответственно 709 и 95 пог. м. На предприятии ЧАО «НИИКБ бурового инструмента» величина проходки по очень твердым породам для бурильных головок диаметром 212,7 мм (рабочий ресурс 90 м) для отбора керна составила 30–40 пог. м.

Выводы

1. Установлены температурно-временные режимы выпаивания АТР: групповой с использованием индукционного нагрева с мощностью до 30 кВт и выборочный с использованием комбинированного

нагрева одним или двумя газокислородными горелками мощностью до 10 кВт.

2. Разработаны экспериментальные составы припоев для эффективного ремонта, исследована структура и прочность паяных соединений, а также определено влияние температурно-временных режимов нагрева АТР на деградацию алмазного слоя и устойчивость буровых долот и головок. Создан технологический процесс ремонта долот разного сортамента с АТР.

3. По предварительным данным промышленных испытаний установлено, что применение новых опытных экспериментальных составов припоев и разработанной технологии ремонта долот позволит продлить ресурс и сэкономить до 30 % средств первоначальной стоимости конкретного типа долота.

1. Хорунов В.Ф., Максимова С.В., Стефанив Б.В. Разработка технологии изготовления долот для добычи рассеянного метана в шахтных выработках // Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин: Зб. наук. статей за результатами, отриманими в 2007–2009 рр. – К.: ІЕЗ ім. Є.О. Патона НАНУ, 2009. – С. 623–625.
2. Хорунов В.Ф., Максимова С.В., Стефанив Б.В. Изготовление буровых долот для добычи рассеянного метана в шахтных выработках // Автомат. сварка. – 2010. – № 6. – С. 48–51.
3. Кортес А.Р. Сварка, резка, пайка металлов. – М.: ООО «Арфа СД», 1999. – 192 с.
4. Lindberg R.A., Bratton N.R. Welding and other joining processes / Allyn and Bacon, Inc., Boston, 1976. – 541 р. – (Welding and Other Joining Processes).
5. Сварка в машиностроении: Справочник в 4 т. / Редкол. Г.Л. Николаев и др.; под ред. Н.А. Ольшанского. – М.: Машиностроение, 1978. – Т. 1. – 504 с.
6. Глизманенко Д.Л., Евсеев Г.Б. Газовая сварка и резка металлов. – М.: Машгиз, 1954. – 512 с.
7. Николаев Г.И., Ольшанский Н.А. Специальные методы сварки. – М.: Машиностроение, 1974. – 232 с.
8. Богданов В.Н., Рыскин С.Е. Применение сквозного индукционного нагрева в промышленности. – М.; Л.: Машиностроение, 1965. – 96 с.
9. Справочник по пайке / Под ред. И.Е. Петрунина. – 3-е изд. перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 2007. – 480 с.
10. Хорунов В.Ф., Максимова С.В., Стефанив Б.В. Влияние палладия на структуру и технологические свойства припоев системы Ag–Cu–Zn–Ni–Mn // Автомат. сварка. – 2012. – № 9. – С. 23–28.

ПРОЕКТ 8.4

Розробка прогресивних технологій ремонту конструктивних елементів із літих нікелевих суперсплавів для подовження робочого ресурсу та надійності авіаційних ГТД

УДК 621.791.3.05.011:539.2:620.17

НОВЫЙ ПОДХОД К РЕМОНТУ СТВОРОК СОПЛА РЕАКТИВНОГО ДВИГАТЕЛЯ ИЗ ЖАРОПРОЧНОГО НИКЕЛЕВОГО СПЛАВА ЖС6К

Академик НАН Украины К.А. ЮЩЕНКО, И.С. МАЛАШЕНКО, д-р техн. наук, В.Е. МАЗУРАК,
Т.Н. КУШНАРЕВА, В.Ю. ЗАВИДОНОВ, инженеры
(Институт электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины)

Рассмотрена эффективность использования при ремонте тонкостенных изделий, выполненных из сплава ЖС6К, присадочного материала на основе ВПр-36, в который для снижения температуры изотермической пайки вводили дополнительно в качестве депрессантов эвтектические композиции Ni-12 % Si (от 10 до 15 мас. %) и Ni-9 % Co-14 % Cr-3,8 % Al-2,5 % В ([#1]). Повышенного уровня долговечности и высокотемпературной прочности при 900 °C достигают путем введения 25–30 мас. % наполнителя в виде порошка сплавов ЖС32. Разработанный присадочный материал успешно использовали для восстановления створок авиационного ГТД.

Ключевые слова: ремонт, литейный сплав ЖС6К, створка сопла АГТД, борсодержащие припои ВПр-36 и Ni-CoCrAl-2,5В, кремнийсодержащий припой НС12, паяное соединение, металл шва, прочность, пластичность, структура, силицидная фаза; разрушение

Детали горячего тракта теплонапряженных турбин подвержены термической усталости вследствие возникновения высоких знакопеременных внутренних напряжений, связанных с циклическим изменением температуры газового потока и неравномерным нагревом и охлаждением деталей. Напряжения, возникающие в процессе смены циклов нагрева и охлаждения, вызывают локальные разрушения деталей в виде трещин термической усталости [1].

Для восстановления поврежденных створок регулируемого сопла авиационных газотурбинных двигателей (АГТД) (рис. 1), получаемых по литейной технологии, целесообразно применять высокотемпературную пайку в вакууме [2–4] или в

нейтральной среде (аргоне) [5]. Благодаря высоким значениям прочности паяных соединений (ПС) пайку рассматривают как альтернативу сварке. В процессе пайки не возникает высоких термических напряжений, свойственных аргонодуговой сварке, отсутствует опасность растрескивания металла шва или зоны термического влияния при выделении упрочняющей γ' -фазы во время охлаждения сварных швов или при термообработке [6, 7].

Применение композиций присадочных материалов, позволивших приблизить химический состав и физико-механические характеристики формируемых швов к свойствам соединяемого металла, дало возможность успешно восстанавливать детали ГТД пайкой [4, 8].

Материалы и методы исследования. Для обеспечения более высокой надежности соединений в качестве базового использовали высокотемпературный борсодержащий материал ВПр-36, по своему химическому составу близкий к сплаву ЖС6У.

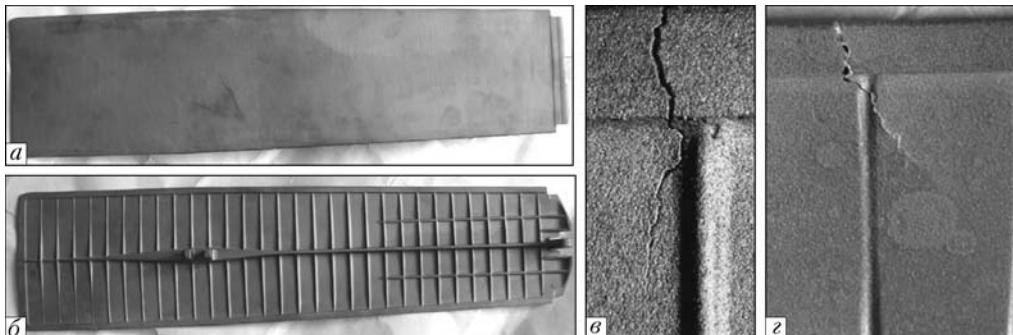


Рис. 1. Общий вид натурной створки (а – верхняя; б – нижня поверхности) и трещины термической усталости на периферии детали (с, д)

Таблица 1. Содержание компонентов в жаропрочных никелевых сплавах и отдельных составляющих комплексного припоя на основе ВПр-36

Марка сплава	Массовая доля элементов, %							Другие элементы
	C	Cr	Co	Mo	W	Al	Ti	
ЖС6К	0,13–0,2	10,0–12,0	4,0–5,0	3,5–4,8	4,5–5,5	5,0–6,0	2,5–5,2	Fe ≤ 2; Si ≤ 0,4
ЖС6У	0,13–0,2	9,0–10,5	8,0–9,0	1,2–2,4	9,5–11,0	5,1–6,0	2,0–2,9	Nb = 0,8–1,2
ВПр-36	0,15–0,2	8,0–10,0	8,0–10,0	1,4–2,0	2,0–6,0	2,5–6,0	—	Nb = 2–5; B = 0,8–1,1
[#1]	—	9,0	14,0	—	—	3,8	—	B = 2,5
ЖС32	0,13	5,0	9,4	1,4	8,1	4,2	0,06	Nb = 1,97; Ta = 3,63; Re = 3,77; V = 0,1

Данный промышленный припой имеет высокую температуру ликвидус и рекомендован для пайки деталей из высокожаропрочных сплавов ЖС32 или ЖС26 при температуре 1250–1260 °С. Эти сплавы не боятся укрупнения зерна γ-твердого раствора при столь высокой температуре. Однако соединение чистым припоеем ВПр-36 пластин сплава ЖС6К (или ЖС6У) дает неудовлетворительные результаты из-за наличия в нем до 5 % Nb, который стабилизирует карбиды MeC, и они охрупчивают соединения при испытаниях на растяжение. В изломе выявляются крупные сферолиты карбидов на основе ниобия. Для снижения изотермической температуры соединения в ВПр-36 добавляли ограниченное количество депрессантов в виде эвтектического припоя Ni-12 % Si с $T_{liq} = 1143$ °С и Ni–Co–Cr–Al–2,5B [#1] с $T_{liq} = 1170$ °С. Смесь этих материалов с базовым ВПр-36 позволила реализовать композицию с нужными физико-механическими свойствами ПС сплава ЖС6К.

Цель работы заключалась в исследовании прочностных характеристик полученных соединений при 20 °С и в случае позитивных результатов —

исследовании этих соединений в условиях служебных температур.

Рассмотрены механические свойства соединений сплава ЖС6К, выполненных с использованием комплексных присадочных материалов на основе ВПр-36 с эвтектическими модифицирующими добавками. В табл. 1 приведено содержание основных компонентов материалов (ВПр-36, НС12 и [#1]), рассмотренных в работе. Варьировали соотношение бор- и кремнийсодержащих добавок (депрессантов), вводимых в материал на основе ВПр-36. Для исследования использовали материал в виде пластин из сплава ЖС6К (металл авиационной створки после эксплуатации в составе двигателя).

Заготовки после порезки натурной створки и воздушно-абразивной обработки корундом марки F312 отжигали в вакууме при 1220 °С, 2 ч для выравнивания структуры литого металла.

На поверхность заготовок наносили присадочный материал, замешанный на органическом связующем. Поверхность предварительно защищали потоком абразива SiC для лучшего смачивания

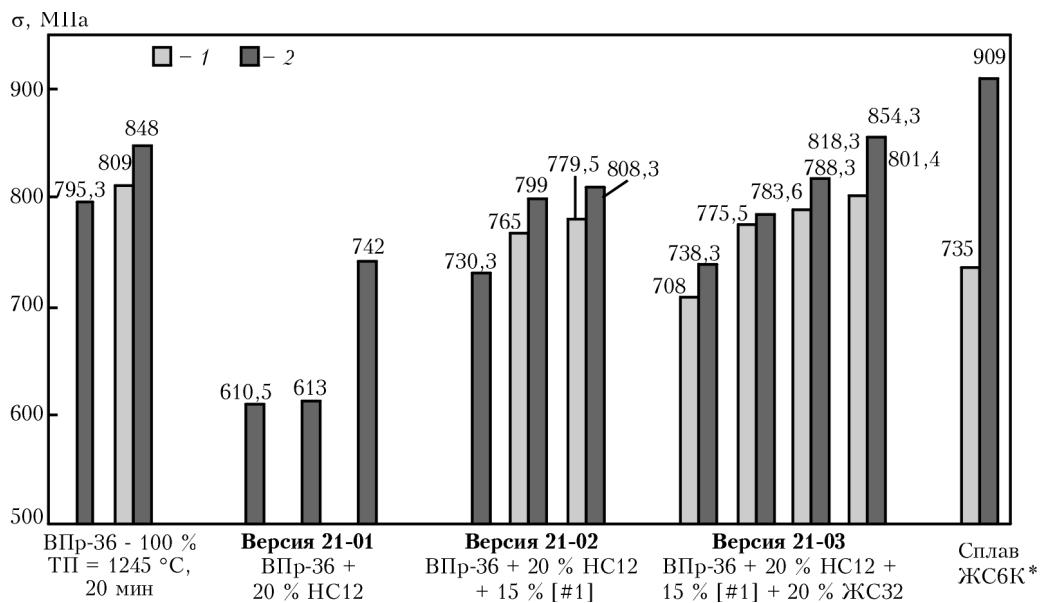


Рис. 2. Кратковременная прочность при одноосном растяжении соединений сплава ЖС6К, выполненных при $T = 1230$ °С, 15 мин комплексными припоями из сплава ВПр-36 с присадками эвтектических добавок, прошедших стандартную термообработку (1160 °С, 2 ч + 1050 °С, 4 ч): 1 — $\sigma_{0,2}$; 2 — σ_p ; технологический зазор — 100 мкм; температура испытания — 20 °С; ЖС6К* — здесь исходный сплав после отжига по режиму термообработки ПС (среднее значение по результатам испытаний четырех образцов, $\sigma_{0,2}/\sigma_p = 713,2/830,0; 722,3/975,6; 740,3/898,7; 763,3/930,5$ МПа, соответственно $\varepsilon = 9,0; 6,7; 10,7; 10,2$ %)

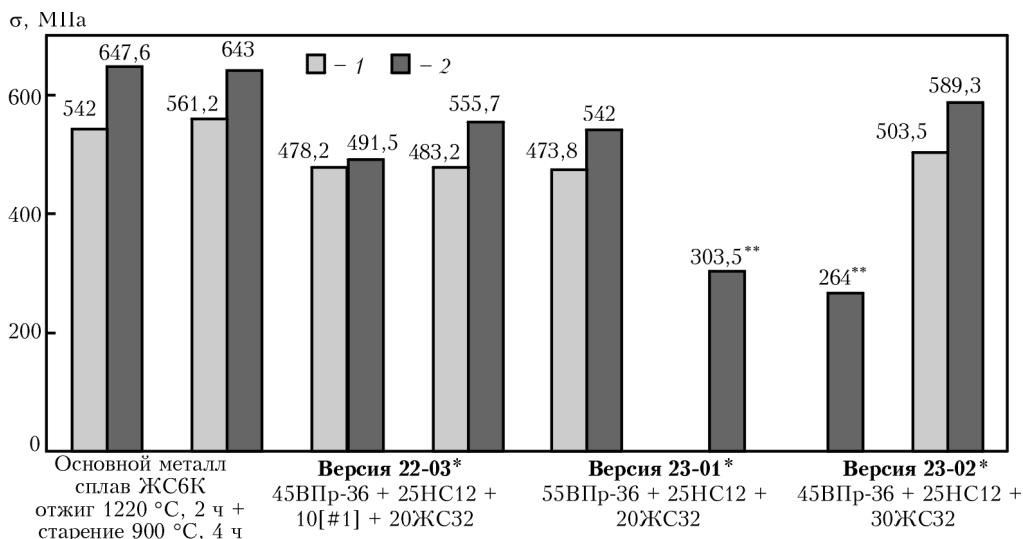


Рис. 3. Значения $\sigma_{0,2}$ (1) и σ_b (2) соединений основного металла и ПС сплава ЖС6К, выполненных с зазорами 20^{*} и 100^{**} мкм модифицированным присадочным материалом на основе ВПр-36 с использованием эвтектических добавок и двухстадийной термообработки; испытания на одноосное растяжение — при 900 °C на воздухе

припом [9]. Высота валика присадки составляла 1,5–2,0 мм, ширина — до 3 мм. Температура формирования соединения в вакууме равнялась 1225–1230 °C. Был выполнен ряд экспериментов с различным количеством добавляемых в присадочную смесь порошков НС12, [#1] и ЖС32.

Экспериментальные результаты. На рис. 2 приведены результаты испытаний сплава ЖС6К и его соединений, полученных путем заполнения в заготовках соединительного зазора шириной 100 мкм.

Только первый вариант соединения (версия 22-02 с 10 % НС12 и 30 % наполнителя ЖС32) дал незначительный положительный результат. Для испытаний при комнатной температуре режим термообработки был выбран неверно. Старение при 900 °C после гомогенизации образцов ПС с широким технологическим зазором не является корректирующим для испытаний при 20 °C. Этот режим термообработки оправдан для соединений, используемых при высокой температуре, что было реализовано нами в дальнейшем.

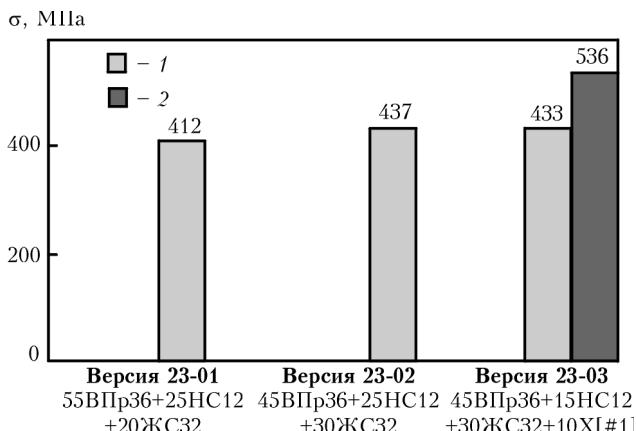


Рис. 4. Прочность соединений сплава ЖС6К, выполненных с использованием модифицированного присадочного материала на основе ВПр-36, после повторного ремонта галтельной части образцов при $T = 1130$ °C, 10 мин и окончательного старения при 900 °C, 4 ч; ширина исходного технологического зазора — 100 мкм; температура испытания — 900 °C; 1 — $\sigma_{0,2}$; 2 — σ_b

Испытания образцов ПС сплава ЖС6К выполняли при 20 °C и высокой (900–1000 °C) температуре на образцах с длиной рабочей части 10 и 25 мм и средним сечением 3,0×1,6 мм. Скорость перемещения активного захвата составляла 1 мм/мин. Гомогенизацию спаянных заготовок проводили при 1160 °C, 4 ч в вакууме для достижения максимального растворения карбидных и интерметаллидных фаз в матричном растворе.

На рис. 3 дано сопоставление прочностных характеристик сплава ЖС6К и его соединений, сформированных с применением модифицированного присадочного материала на основе ВПр-36 при 1230 °C, 20 мин после двухстадийной термообработки при 1160 °C, 4 ч + 900 °C, 4 ч.

Окончательная термообработка ПС заключалась в пластифицировании металла шва при 20 °C.

Испытания на растяжение выполняли при 900 °C на воздухе. Временное сопротивление металла ПС совпадало со значением предела текучести базового металла и равнялось 542–562 МПа. Вероятно, пластическое течение (сдвиг), происходящее в основном металле, провоцирует разрушение соединения вдоль линии сплавления. Полученные образцы имели исходный технологический зазор менее 20 и 100 мкм.

Высокая концентрация НС12 в модифицированном присадочном материале ВПр-36 обеспечила удовлетворительное протекание расплава через зазоры, минимальную пористость и не снижала кратковременную прочность соединения. Массовая доля порошка ЖС32 в присадке, равная 30 %, способствовала высокому уровню прочности готового соединения.

При наличии 25 % НС12 в присадочном материале и ширине технологического зазора 100 мкм прослеживалось улучшение пластических характеристик металла шва вследствие выделения крупных продолговатых частиц силицидов Ni₃(Nb, Si).

Использованный режим термообработки позволил получить относительно дисперсную ($d_u = 0,40$ –

Таблица 2. Длительная прочность (долговечность) образцов ПС сплава ЖС6К, выполненных с применением модифицированной присадки на основе ВПр-36 с эвтектическими добавками

№ версии	Химический состав присадочного материала, мас. %				Технологический зазор, мкм	σ , МПа	Долговечность τ , мин	Удлинение ε , %
	ВПр-36	НС12	[#1]	ЖС32				
22-03	45	25	10	20	10–20	180	90	0,92
23-02	45	25	—	30		160	225	6,4
						160	1530	5,6
23-03	45	15	10	30	100 ⁺¹⁰	160	300	8,5
21-06*	50	10	10	30	10–20	160	2840	3,7

*Образец ПС литой пластины.

0,45 мкм), гомогенно распределенную в матрице, γ' -фазу. Благодаря этому уровень прочности металла ПС при 900 °C оказался достаточно высоким (рис. 4). Увеличение температуры испытаний до 1000 °C вызвало заметное разупрочнение металла ПС.

По ходу выполнения работы требовалось выполнить эксперимент по ремонту исследуемых образцов в связи с нарушением их геометрии при электроэрозионной резке. Была произведена запайка зазоров с использованием припоя ВПр-10 при температуре 1130 °C, 10 мин и окончательным старением при 900 °C, 4 ч. Судя по полученным данным (рис. 4), прочность ПС при 900 °C сохранилась на удовлетворительном уровне.

Когда содержание эвтектики НС12 в использованном присадочном материале составило 15 % + + 10 % [#1] при 30 % наполнителя ЖС32, свойства соединения были наиболее высокими.

Данные первичных исследований долговечности ПС сплава ЖС6К (металл створки и литая пластина), полученные при различной ширине технологического зазора с использованием нескольких вариантов присадочного материала (табл. 2) и различным содержанием НС12, показали, что лучшие результаты достигнуты при малом зазоре и минимальном (10–15 мас. %) содержании эвтектической добавки Ni–12 % Si. В этом случае в металле шва практически отсутствуют силицидные соединения типа $Ni_3(Nb, Si)$, которые

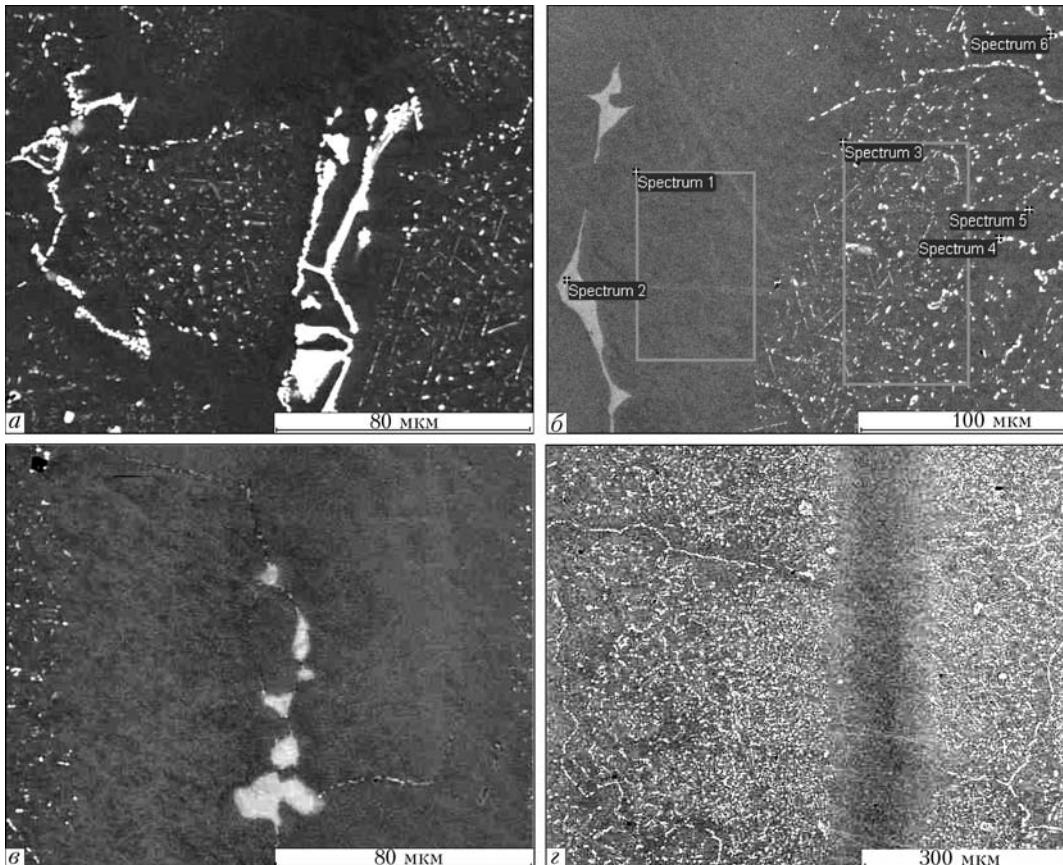


Рис. 5. Характер выделения карбидной фазы $Me_{23}C_6$ (а), силицидной фазы $Ni_3(Nb, Si)$ (б), карбосилицидов (с) в ПС сплава ЖС6К с различным содержанием НС12 (до 25 мас. %) и технологическим зазором — 100 мкм. Однофазный шов в случае присадки с 10 % НС12 (версия 21-06) (д)

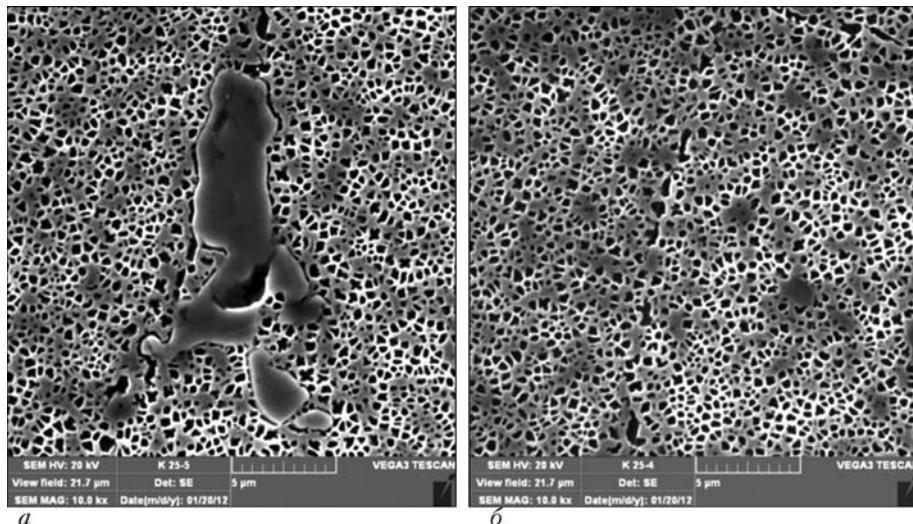


Рис. 6. Тонкая структура ($\times 4000$) металла шва (а) и диффузионной зоны (б) в образце, полученном при использовании присадки с 15 % НС12 + 30 % ЖС32 (версия 23-03, зазор 20 мкм)

вместе с γ -твердым раствором вызывают эвтектические реакции по границам литых зерен металла шва.

С использованием скан-микроскопии исследовали тонкую структуру базового сплава, металл шва и диффузионной области соединения сплава ЖС6К. При этом учитывали ширину технологического зазора, т. е. объем затвердевшего расплава.

В образцах ПС с 25 % НС12 вдоль линии сплавления зафиксированы продолговатые силицидные частицы (рис. 5, б), а по оси шва — центрально-осевые. В соединениях с 10–15 мас. % НС12 силицидные частицы в швах и по границе контакта с базовым сплавом не обнаружены. После термической обработки соединений характер выделения и количество γ' -фазы были примерно одинаковыми в разных образцах (рис. 6).

Исходное содержание наполнителя в рассматриваемых присадках выдерживали одинаковым. При различном содержании наполнителя ЖС32 (20 мас. % — версия 23-01 и 30 мас. % — версия 23-03) изменялась теплопроводность металла шва и в силу меньшей диффузионной подвижности компонентов в более легированном шве мы получали структуру с более дисперсной γ' -фазой (рис. 6).

В случае использования присадки сложного легирования целесообразно применять минимальную ширину соединительного зазора для ограничения количества используемого расплава и обеспечения высоких скоростей затвердевания присадки в капилляре. При широком зазоре линия сплавления шов—основной сплав становится волнистой, что свидетельствует о неоднородности тепловых потоков вдоль поверхности раздела расплав—соединяемый металл.

Сравнение кратковременной прочности и долговечности при 900 °C ПС, полученных с различной шириной соединительного зазора сплава ЖС6К (как и сплава ЖС6У) и в одинаковых теплофизических условиях формирования соединения и финишной термообработки, показало преимущество образцов, у которых исходный технологический зазор был уже (до 45 мкм).

Таким образом, на заключительном этапе работ по освоению технологии ремонта створок регулируемого сопла из сплава ЖС6К двигателя РД33, помимо обязательного применения первоначального отжига при $T_{solv} = 1220$ °C, необходимо выдерживать химический состав модифицированного

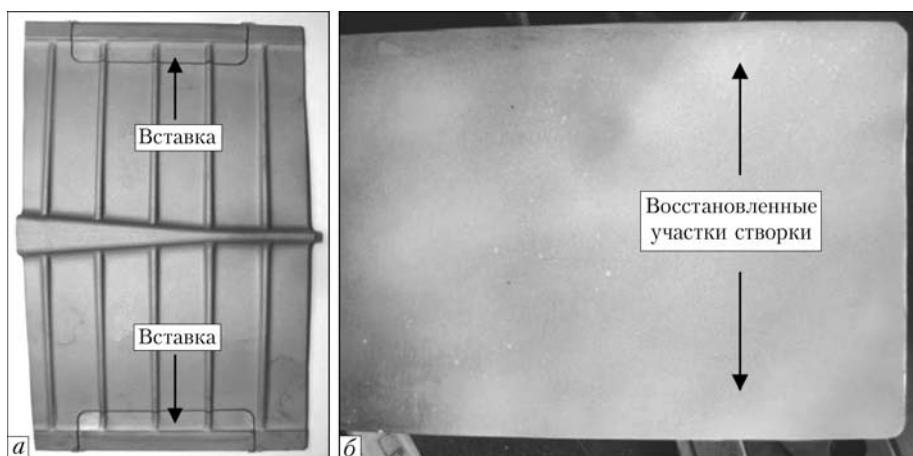


Рис. 7. Створка регулируемого сопла АГТД до и после восстановительного ремонта: а — вырезанные разрушенные участки, замененные новыми вставками из материала натурной створки; б — участки створки после цветовой дефектоскопии и нанесения пеноизолятора на зачищенную восстановленную поверхность

присадочного материала на основе ВПр-36 путем снижения концентрации вводимого НС12 до 7–10 мас. % при 25–30 мас. % порошка наполнителя сплава ЖС32.

Показаны варианты технологического ремонта створки, из тела которой способом электроэрэзионной резки удалены два фрагмента детали с первоначально выявленными кустообразными трещинами термической усталости (рис. 7, а). После двухстадийной термообработки в вакууме и удаления наплывов шлифованием (мелкозернистым абразивным камнем) с последующей полировкой на шайбе отреставрированные детали были переданы заказчику на испытания. Первый этап испытаний прошел успешно [4].

1. Петухов А.Н. Сопротивление усталости деталей ГТД. — М.: Машиностроение, 1993. — 240 с.
2. Mattheij J.H.G. Role of brazing in repair of superalloy components – advantages and limitatios // Mater. Sci & Tehnol. — 1996. — 1, № 8. — P. 608–612.
3. Duvall D.S., Owezarsks W.A., Paulonis D.F. TLP bonding: a new method for joints heet resistant alloys // Weld. J. — 1974. — № 4. — P.203–214

4. Ремонт створок регулируемого сопла авиационного газотурбинного двигателя способом высокотемпературной пайки в вакууме / И.С. Малащенко, В.Е. Мазурек, В.В. Куренкова и др. // Современ. электрометаллургия. — 2010. — № 4. — С. 42–54.
5. Ключников И.М. Ремонт деталей и узлов газотурбинных двигателей методами высокотемпературной пайки с локальным нагревом // Пайка в создании изделий современной техники. — М.: Центральный российский дом знаний. — 1997. — С. 151–155.
6. Кратковременная прочность и микроструктура паяных соединений сплава ВЖЛ12У, полученных с использованием борсодержащего припоя с присадкой кремния / И.С. Малащенко, В.В. Куренкова, А.Ф. Беляев и др. // Современ. электрометаллургия. — 2006. — № 4. — С. 26–42.
7. Wikstrom N.P., Ojo O.A., Chaturvedi M.C. Influence of process parameters on microstructure of transient liquid phase bonded Inconel 738 LC superalloy with Amdry DF-3 interlayer // Mater. Sci. & Engng. — 2006. — A417. — P. 299–309.
8. Куренкова В.В., Малащенко И.С. Высокотемпературная пайка литейных жаропрочных никелевых сплавов борсодержащим припоеем, легированным кремнием // Адгезия расплавов и пайка материалов. — 2008. — Вып. 41. — С. 63–87.
9. Stankowski A. Advanced thermomechanical cleaning procedures for braze rehair techniques // Proc. ASME TURBO EXPO 2002. — Amsterdam (the Netherland): GT, 2002. — 10 p.

ПРОЕКТ 8.4

Розробка прогресивних технологій ремонту конструктивних елементів із літих нікелевих суперсплавів для подовження робочого ресурсу та надійності авіаційних ГТД

УДК 669.(245+017)

МИКРОСТРУКТУРНЫЕ ИЗМЕНЕНИЯ В МЕТАЛЛЕ РАБОЧИХ ЛОПАТОК ИЗ СПЛАВОВ ЖС26-НК И ЖС32-ВИ АВИАЦИОННОГО ГТД ПРИ ВОССТАНОВИТЕЛЬНОЙ ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКЕ В ВАКУУМЕ

Академик НАН Украины К.А. ЮЩЕНКО, И.С. МАЛАШЕНКО, д-р техн. наук, А.В. ЯРОВИЦЫН,
В.В. КУРЕНКОВА, кандидаты техн. наук, Т.Н. КУШНАРЕВА, В.Е. МАЗУРАК, инж.
(Институт электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины)

Разработана технология восстановления структуры и свойств материала рабочих лопаток турбины высокого давления авиационного двигателя из сплавов с направленной и монокристаллической структурой, предусматривающая устранение негативного эффекта поверхностной рекристаллизации и базирующаяся на восстановительной вакуумной термической обработке по оптимизированному режиму; прецизионной механической обработке пера лопатки и поверхностном пластическом деформировании микрошариками елочного хвостовика лопатки. Разработанная технология опробована на опытной партии лопаток (Луцкий ремонтный завод «Мотор»).

Ключевые слова: никелевые жаропрочные сплавы с направленной и монокристаллической структурой, восстановительная термическая обработка в вакууме, рекристаллизованный слой, поверхностное пластическое деформирование микрошариками, микротвердость

Важной технологической задачей ремонта лопаток с монокристаллической и направленной структурой авиационных ГТД является разработка техно-

логии восстановления структуры лопаток после эксплуатации. Для рабочих лопаток турбины высокого давления (ТВД) из сплавов ЖС26-НК и ЖС32-ВИ авиационного двигателя РД33 это оказалось актуальным вследствие перегрева входных кромок (рис. 1), в результате чего возникает так называемая рафт-структура [1], которая может

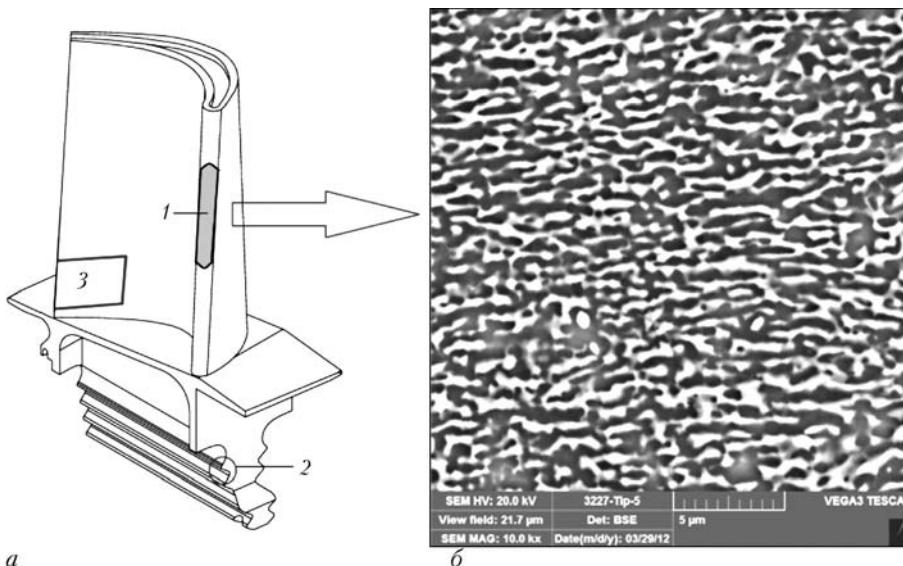


Рис. 1. Схема лопатки ТВД авиационного двигателя РД33 с перегретой при эксплуатации входной кромкой (а) и рафт-структура в месте перегрева, ×3800 (б); 1 — место локального перегрева; 2 — зона исследований на елочном хвостовике лопатки; 3 — зона исследований на выходной кромке

спровоцировать преждевременное снижение долговечности таких деталей.

Наиболее распространенным способом реставрации структуры основного металла лопаток ГТД из жаропрочных никелевых сплавов является восстановительная термическая обработка (ВТО) — гомогенизация и старение [2-5]. Однако сплавы с направленной и монокристаллической структурой после длительного высокотемпературного отжига при температуре гомогенизации склонны к поверхностной рекристаллизации [6], что недопустимо для лопаток с ориентированной структурой. В приповерхностных слоях металла возникают рекристаллизованные зерна как следствие релаксации в процессе ВТО напряжений, внесенных в металл в ходе изготовления поверхности пера и хвостовика лопатки. Рекристаллизованная структура (особенно в части елочного хвостовика) в теле лопаток с направленной и монокристаллической структурой в процессе эксплуатации является потенциально опасным фактором. Границы зерна в таких сплавах способствуют зарождению и распространению трещин многоцикловой усталости [7], которые могут привести к разрушению лопаток.

Цель исследований заключалась в оценке склонности к приповерхностным рекристаллизационным явлениям сплавов ЖС26-НК и ЖС32-ВИ в процессе высокотемпературного технологического нагрева (отжига) при ВТО в вакууме и разработке технологических мероприятий по нейтрализации этого явления.

Металлографические исследования приповерхностных слоев металла хвостовиков лопаток выполняли после каждой стадии ВТО. При этом варьировали температуру промежуточного отжига (1150 или 1050 °C, а также их сочетание). Лопатки из сплава ЖС26-НК имели направленно-закристаллизованную (НК) структуру, а из сплава ЖС32-ВИ — монокристаллическую.

Исследовали структуру материала лопатки в зоне первого зуба и в окрестности впадины первого зуба хвостовика, а также перо лопатки на участке, примыкающем к выходной кромке у бандажной полки (рис. 1, а). Структуру исследовали на шлифах вдоль оси Z лопатки при увеличении ×50–×2000 на электронном микроскопе CamScan. Использовали энерго-дисперсионную приставку системы INCA для рентгеноспектрального микролюминесценции карбидных фаз. Для получения контрастного изображения упрочняющей γ' -фазы и эвтектики γ/γ' применяли химическое травление шлифов в растворе кислот погружением на 5–8 с. Паспортный состав жаропрочных сплавов ЖС26-НК и ЖС32-ВИ приведен в табл. 1.

После высокотемпературной гомогенизации сплавов ЖС26-НК и ЖС32-ВИ при 1265 и 1280 °C (1 ч 20 мин) их микроструктура представляет собой однородный γ -твердый раствор, состоящий из дендритов, упрочненных дисперсной γ' -фазой (Ni_3Al), карбидами типа MeC и Me_{23}C_6 и эвтектической γ/γ' -фазы в межосных пространствах дендритов в виде темного поля, где γ' — первичная неупрочняющая составляющая (рис. 2, а, 3, а). В сплаве ЖС32-ВИ гомогенизирующий отжиг при 1280 °C в большей мере вызвал растворение эвтектик γ/γ' в междендритных пространствах.

Высокотемпературный отжиг лопаток из сплавов ЖС26-НК и ЖС32-ВИ в течение 1 ч 20 мин при температуре гомогенизации способствовал эффекту рекристаллизации приповерхностных слоев замка и пера лопатки (рис. 2, а, 3, а). Он заключался в образовании зерен и выделении по их границам цепочек неупрочняющей вторичной γ' -фазы толщиной 1–3 мкм. Толщина рекристаллизованного слоя составила от 10–25 до 30–60 мкм на пере и 40–65 мкм на замке лопатки. К рекристаллизованному слою примыкают эвтектические колонии γ/γ' -фазы. Структура рекристаллизованного

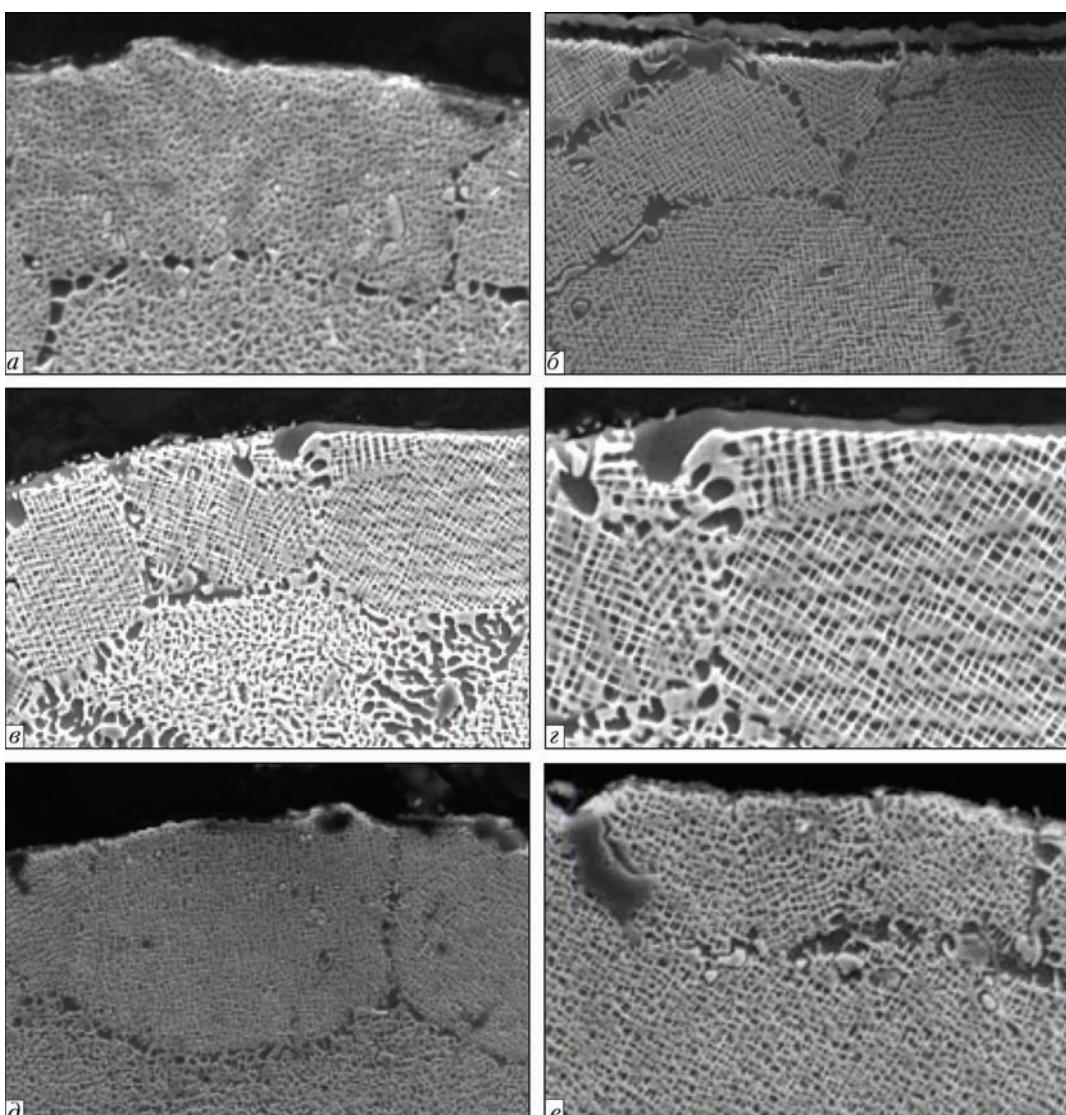


Рис. 2. Микроструктура хвостовика лопатки ТВД из сплава ЖС26-НК после отжига при $T, ^\circ\text{C}$: $a - 1265$ (1 ч 20 мин); $b - 1280$ (1 ч 20 мин) + 1150 (5 ч) + 870 (24 ч, воздух); $c, d - 1265$ (1 ч 20 мин) + 1150 (5 ч) + 1050 (4 ч); $e - 1265$ (1 ч 20 мин) + 1050 (4 ч); $a, c, e - \times 2000$; $b, d, e - \times 1000$

слоя — плотная, без какой-либо микропористости. Высокая дисперсность выделившейся в рекристаллизованном слое γ' -фазы обеспечивает надежные функциональные характеристики зерен этого слоя. Границы зерен в рекристаллизованном слое, декорированные неупрочняющей γ' -фазой, явля-

ются нежелательным фактором. Они могут вызвать снижение сопротивления ползучести монокристаллической матрицы при длительном нагружении [6,7].

Высокотемпературный отжиг в течение 5 ч при 1150°C , с одной стороны, обеспечивает более пол-

Таблица 1. Химический состав сплавов ЖС26-НК и ЖС32-ВИ

Сплав	Массовая доля элементов, %						
	C	Cr	Ni	Co	Al	Ti	Mo
ЖС26-НК	0,13–0,18	4,3–5,6	Основа	8,0–10,0	5,5–6,2	0,8–1,2	0,8–1,4
ЖС32-ВИ	0,12–0,18	4,3–5,6	То же	8,0–10,0	5,6–6,3	—	0,8–1,4

Окончание табл. 1

Сплав	Массовая доля элементов, %						
	W	Nb	Ta	Re	Fe	B	V
ЖС26-НК	11,0–12,5	1,4–1,8	—	—	—	—	0,8–1,2
ЖС32-ВИ	7,8–9,5	1,4–1,8	3,5–4,5	3,5–4,5	<1,0	<0,02	—

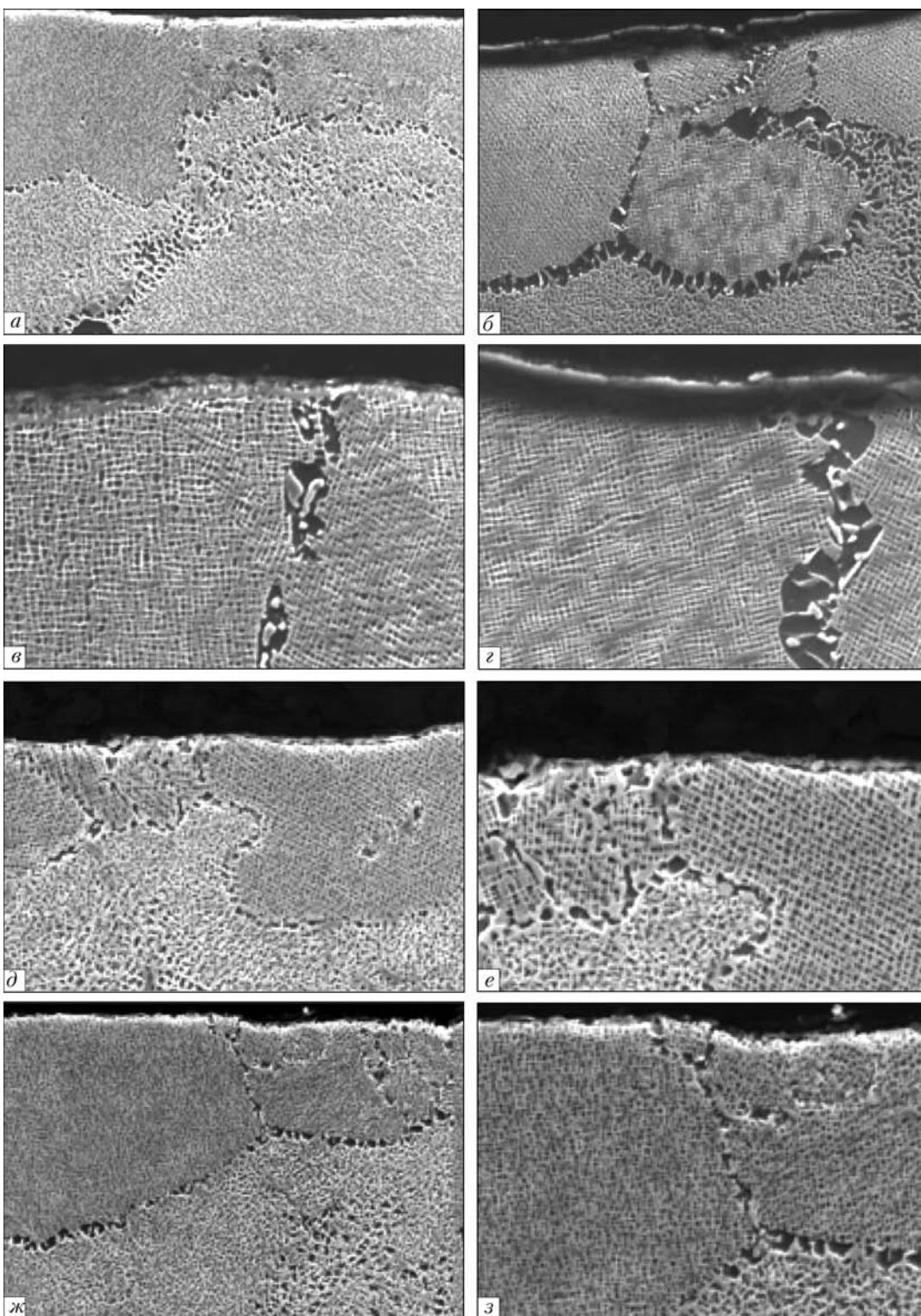


Рис. 3. Микроструктура хвостовика лопатки ТВД из сплава ЖС32-ВИ после отжига при $T, ^\circ\text{C}$: $a - 1280$ (1 ч 20 мин); $\delta - \varepsilon - 1280$ (1 ч 20 мин) + 1150 (5 ч) + 870 (24 ч, воздух); $\delta, e - 1280$ (1 ч 20 мин) + 1150 (5 ч) + 1050 (4 ч); $\varphi, \vartheta - 1280$ (1 ч 20 мин) + 1050 (4 ч); $a, \delta, \vartheta, \varphi - \times 1000$; $e, \vartheta, e, \vartheta - \times 2000$

ную гомогенизацию матрицы (рис. 2, б, 3, б-г). В значительной мере исчезает γ/γ' -эвтектика в межосных пространствах дендритов, что является положительным эффектом. С другой стороны, отжиг при этой температуре способствует выделению неупрочняющей γ' -фазы и карбидных фаз по границам зерен рекристаллизованного слоя, расширению этих границ до 2–3 мкм (сплав ЖС26)

или до 2–5 мкм (сплав ЖС32). Отжиг при температуре 1150 °C, 5 ч не вызывает заметного уширения границ зерен в рекристаллизованном слое, а лишь повышает плотность их заполнения неупрочняющей γ' -фазой. Из-за различных температурных коэффициентов линейного расширения матрицы γ -твёрдого раствора и неупрочняющей γ' -фазы выделение карбидных частиц по границам зерен

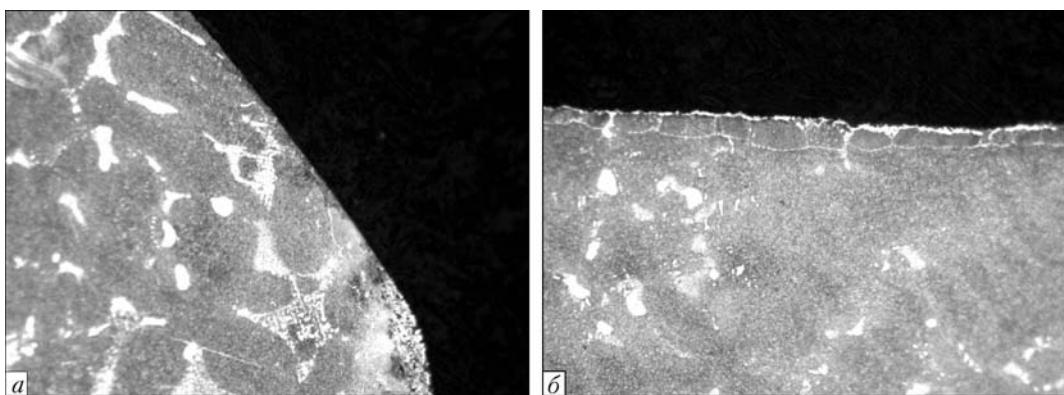


Рис. 4. Поверхность стенки лопатки из сплава ЖС32-ВИ после ручной (а) и воздушноабразивной обработки (б) пера

рекристаллизованного слоя повышает вероятность зарождения трещин термической усталости в процессе высокотемпературной эксплуатации лопаток ТВД.

Для сплава ЖС26 характерной особенностью отжига при 1150 °C, 5 ч является выделение по границам рекристаллизованных зерен единичных комплексных карбидных фаз типа (W, Ni)₆C и (W, Ni)₂₃C₆ значительной линейной протяженности (6–10 мкм). В матрице рекристаллизованного зерна сплава ЖС26 отмечаются единичные полиздрические первичные (литейные) карбиды типа (Nb, W, Ti)C, которые не подверглись распаду при высокотемпературном отжиге.

Для сплава ЖС32 характерными особенностями отжига при 1150 °C, 5 ч являются множественные выделения по границам рекристаллизованных зерен цепочек комплексных карбидов типа (W, Re, Ni)₆C с линейным размером частиц до 3 мкм.

Особенностью микроструктуры сплавов ЖС26 и ЖС32 после гомогенизации и двойного отжига при температурах 1150 °C, 5 ч и 1050 °C, 4 ч является появление размытых (прерывистых) границ между соседними зернами рекристаллизованного слоя (рис. 2, в, г, 3, д, е). В этом случае до 1–3 мкм снижается толщина и сплошность границ зерен из неупрочняющей γ/γ' -фазы за счет частичного ее перехода в упрочняющую γ' -фазу. При этом сохраняются по границам зерен карбиды Me₆C и Me₂₃C₆, выделившееся в результате отжига при температуре 1150 °C. Таким образом, при данном виде термической обработки положительным фактором является некоторое растворение неупрочняющей γ/γ' -фазы по границам рекристаллизованного зерна. Отрицательный фактор состоит в том, что частицы карбидов сохраняются вдоль границ рекристаллизованного зерна.

Отжиг при температуре 1050 °C в течение 4 ч позволяет более полно растворить грубые (глыбообразные) карбидные фазы в соответствии с реакцией $MeC + \gamma = Me_6C + \gamma'$ и равномерно распределить их в матрице твердого раствора (рис. 2, д, е, 3, ж, з). Отжиг при 1050 °C, 4 ч также обеспечивает достаточную гомогенизацию матрицы — уменьшается количество γ/γ' -эвтектики в межсросточных пространствах дендритов. Полиздрические

зерна в рекристаллизованном слое отличаются плотностью и структурным совершенством. Отжиг после гомогенизации при 1050 °C, 4 ч позволяет избежать множественных выделений полиздрических карбидных частиц вдоль границ зерен рекристаллизованного слоя; ограничить размер выделившихся там единичных карбидов типа (W, Ni)₂₃C₆ до 2–3 мкм; уменьшить ширину границ зерна рекристаллизованного слоя до 1–2 мкм (сплавы ЖС26 и ЖС32), сделать такие границы не сплошными, а прерывистыми.

Проведенные после ВТО металлографические исследования показали (табл. 2), что толщина (глубина) рекристаллизованного слоя на поверхности лопатки ТВД составляет 10–60 мкм, а ширина зерна — до 100 мкм. Наибольшая толщина рекристаллизованного зерна зафиксирована на елочном хвостовике и корыте лопатки.

Эффективными способами борьбы с негативным эффектом рекристаллизации поверхностного слоя являются упрочнение поверхности зуба и впадины хвостовика лопаток пластическим деформированием [8–10], а также удаление рекристаллизованного слоя прецизионной механической обработкой (перо лопатки). Для обработки поверхности пера лопаток возможно применение воздушно-абразивной обработки, ручной полировки пера или их комбинации. При этом необходим тщательный контроль убыли массы лопатки в результате съема ее материала с поверхности пера в условиях надежного удаления рекристаллизованного слоя (рис. 4).

При поверхностном пластическом деформировании (ППД) хвостовика микрошариками рекристаллизованный слой упрочняется потоком микрошариков, истекающих из пневматического сопла

Таблица 2. Толщина рекристаллизованного слоя на отдельных конструктивных элементах рабочих лопаток ТВД турбины авиационных ГТД, мкм

Конструктивный элемент	Сплав ЖС26-НК	Сплав ЖС32-ВИ
1-й зуб и 1-я впадина елочного хвостовика	40–65	40–55
Спинка пера	15–25	10–15
Корыто пера	30–50	50–60

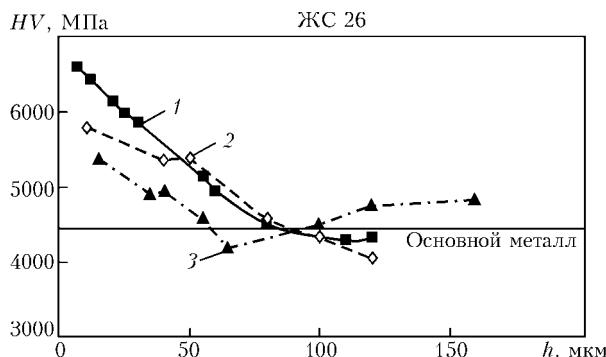


Рис. 5. Распределение микротвердости приповерхностного слоя в окрестности 1-го зуба елочного замка лопатки ТВД из сплава ЖС26 после отжига 1280 °C (1 ч 20 мин) + 1050 °C (4 ч) и упрочняющей дробеструйной обработки: 1 – зуб; 2 – впадина; 3 – стенка; h – глубина от поверхности X

либо из щели центробежного дробемета [8–10], благодаря наведению сжимающих напряжений на уровне 750–800 МПа. Глубина упрочнения поверхности при этом достигает 80–100 мкм. Метод измерения микротвердости поверхностных слоев замка дает удовлетворительные результаты при оценке уровня ППД и распределения упрочнения основного металла хвостовика [10].

Для исследования образцы вырезали из торцевой части хвостовика лопаток, подвергнутых ППД микрошариками, со стороны выходной кромки (рис. 1). Установлено, что в приповерхностном слое елочного замка микротвердость основного металла возрастает от 4500–4700 на глубине 60–70 мкм до 6500–7000 МПа на глубине 5–10 мкм (рис. 5, 6). Для каждой из лопаток получены сходные зависимости как для зуба, так и для впадины.

Наиболее высокая интенсивность обработки зафиксирована на поверхности 1-го зуба хвостовика обеих лопаток. В этом случае мы имеем благоприятные условия обработки, когда отраженные от зуба хвостовика микрошарики не экранируют их основной поток, летящий к поверхности детали.

Оценка уровня остаточных напряжений первого рода выполнена рентгенодифрактометрическим методом путем определения параметров решетки неупрочненного исходного образца и после его

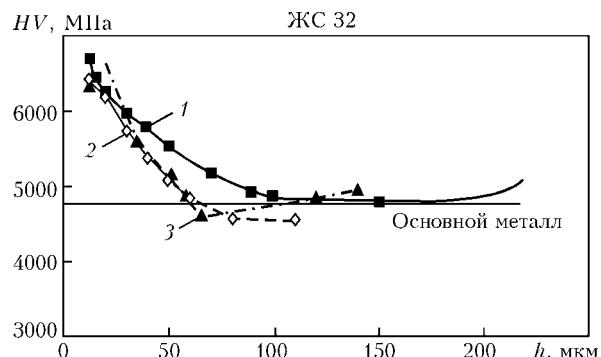


Рис. 6. Распределение микротвердости приповерхностного слоя в окрестности 1-го зуба елочного замка лопатки ТВД из сплава ЖС32 после отжига 1280 °C (1 ч 20 мин) + 1050 °C (4 ч) и упрочняющей дробеструйной обработки; обозн. 1–3 см. на рис. 5

дробеструйной обработки [11]. Параметр ГЦК-решетки исходного образца составил 3,5876, а упрочненного с поверхности – 3,5934 нм. На основании этих данных определен уровень сжимающих напряжений на торцевых участках хвостовиков лопаток после ППД. Его значение для обоих сплавов составило 780 ± 8 МПа.

Примерно такой же уровень сжимающих напряжений возникает на профильной поверхности хвостовика во впадинах и на контактных поверхностях елочного замка лопаток.

На рис. 7 приведена микроструктура приповерхностного рекристаллизованного слоя металла хвостовика лопатки после вакуумной ВТО и ППД на центробежном дробемете Луцкого ремонтного завода «Мотор». Структура металла плотная, без каких-либо повреждений и выкрашиваний.

Проведенные ранее исследования [12] показали, что подобная обработка елочного замка повышает предел усталости рабочих лопаток из монокристаллического сплава ЖС36-ВИ в процессе циклических испытаний при 20 °C на базе $2 \cdot 10^6$ циклов минимум на 50 МПа, одновременно переводя усталостного разрушения от впадины 1-го зуба замка на торцевую часть хвостовика.

После ППД елочного хвостовика и прецизионной механической обработки пера для обеспечения требуемых эксплуатационных свойств материала лопатки деталь необходимо подвергнуть низкотем-

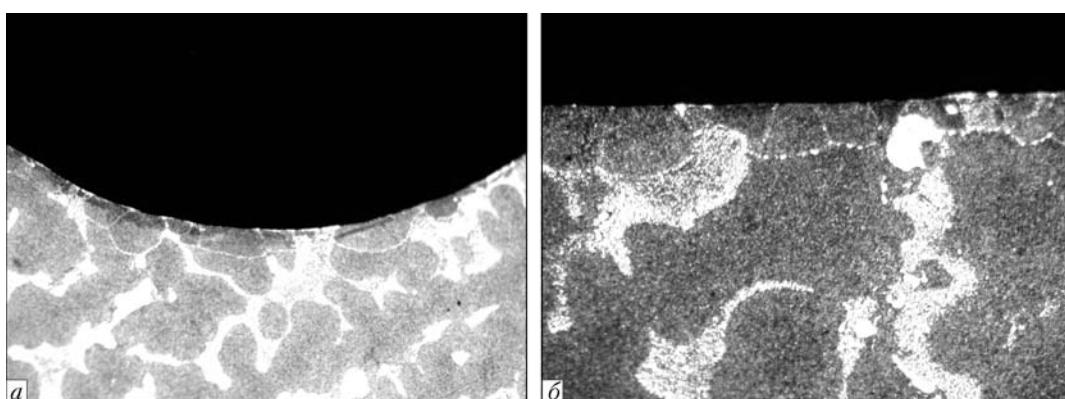


Рис. 7. Микроструктура различных участков (а, б) приповерхностного рекристаллизованного слоя металла замка рабочей лопатки из сплава ЖС32-ВИ после отжига 1280 °C (1 ч 20 мин) + 1050 °C (4 ч) и упрочняющей дробеструйной обработки на центробежном дробемете завода «Мотор»

пературному старению в вакууме (аргоне) при 870 °C в течение 24 ч.

Выводы

1. Проведены детальные микроструктурные исследования при увеличении 1000–2000 состояния металла хвостовиков и пера рабочих лопаток турбины из никелевых сплавов ЖС26-НК и ЖС32-ВИ двигателя РД33 после эксплуатации и восстановительной термообработки в вакууме. Термообработка включала в себя отжиг при температурах 1265 и 1280 °C (гомогенизацию), высокотемпературное старение для выделения карбидных фаз при 1150 и 1050 °C и низкотемпературное старение при 870 °C для дисперсионного упрочнения сплавов выделяющейся γ'-фазой.

2. В результате высокотемпературного отжига в поверхностных слоях лопаток с направленной структурой вследствие предшествующей механической обработки деталей при их изготовлении возникает рекристаллизованный слой толщиной до 60 мкм с шириной зерна до 100 мкм. Присутствие такого слоя нежелательно, поскольку он может снизить долговечность детали при длительной эксплуатации. Установлено, что в ходе высокотемпературного старения при 1050 °C формируется более благоприятная с точки зрения эксплуатации лопаток структура границ рекристаллизованного зерна.

3. Разработана технология восстановления структуры и свойств материала рабочих лопаток ТВД авиационного двигателя РД33 из сплавов с направленной ЖС26-НК и монокристаллической структурой ЖС32-ВИ, предусматривающая устранение негативного эффекта поверхностной рекристаллизации и базирующаяся на восстановительной вакуумной термической обработке; прецизионной

механической обработке пера лопатки и ППД микрошариками елочного хвостовика лопатки. Новая технология опробована на Луцком ремонтном заводе «Мотор» на опытной партии лопаток.

1. Технологическое обеспечение эксплуатационных характеристик деталей ГТД. Лопатки турбины. Часть II / В.А. Богуслаев, В.М. Муравченко, П.Д. Жеманюк, В.И. Колесников. — Запорожье: ОАО «Мотор Сич», 2003. — 420 с.
2. Морозова Г.И., Богина Н.Х., Сорокина Л.П. Оценка степени деградации и восстановления γ'-фазы никелевых сплавов методом фазового анализа // Завод. лаб. — 1994. — № 7. — С. 8–11.
3. Шайдак Б., Иванов А., Иванов С. Продление ресурса турбинных лопаток стационарных ГТД // Газотурбинные технологии. — 2003. — № 3. — С. 42–45.
4. Быков Ю., Душкин А., Поклад В. Восстановительный ремонт турбинных лопаток для ГТУ // Там же. — 2003. — № 3. — С. 24–26.
5. Оценка эксплуатационного состояния лопаток ТНД агрегата ГТК-25И и технология продления их ресурса // Ю.П. Тараненко, Ю.К. Леваков, И.Г. Царева и др. // Газотурбинные технологии. — 2004. — № 7. — С. 26–30.
6. Монокристаллы никелевых жаропрочных сплавов / И.Л. Светлов, Е.Б. Качанов, Р.Е. Шалин и др. — М.: Машиностроение, 1997. — 336 с.
7. Каблов Е.Н. Литые лопатки газотурбинных двигателей (сплавы, технология, покрытия). — М.: МИСИС, 2001. — 632 с.
8. Рыбаков Г.М., Пудков С.И., Чернышев В.В. Оптимизация режимов дробеструйной обработки деталей ГТД по критериям выносливости // Авиац. пром-сть. — 1988. — № 4. — С. 15–16.
9. Кузнецов Н.Д., Плоскин Ю.В., Волков В.И. Исследование глубины наклепанного слоя на поверхности детали ГТД из сплавов ХН45МВАТЮБР и ВТ9 // Там же. — 1989. — № 9. — С. 17–19.
10. Куренкова В.В. Особенности микроструктуры поверхности елочного замка монокристальных рабочих лопаток из сплава ЖС36ВИ // Современ. электрометаллургия. — 2010. — № 3. — С. 38–46.
11. Русаков А.А. Рентгенография металлов. — М.: Атомиздат, 1967. — 482 с.
12. Увеличение циклической долговечности монокристаллических лопаток из сплава ЖС36-ВИ путем дробеструйной обработки их хвостовиков микрошариками / И.С. Малашенко, В.Л. Ровков, В.В. Куренкова и др. // Современ. электрометаллургия. — 2011. — № 2. — С. 34–44.

ПРОЕКТ 8.4

Розробка прогресивних технологій ремонту конструктивних елементів із літих нікелевих суперсплавів для подовження робочого ресурсу та надійності авіаційних ГТД

УДК 621.791.(92+046):669.245

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИИ ВОССТАНОВЛЕНИЯ ВЕРХНЕЙ БАНДАЖНОЙ ПОЛКИ РАБОЧИХ ЛОПАТОК АВИАЦИОННОГО ГТД

Академик НАН Украины К.А. ЮЩЕНКО, А.В. ЯРОВИЦЫН, канд. техн. наук

(Ин-т им. Е.О. Патона электросварки НАН Украины)

В Институте электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины разработана комплексная технология восстановления верхней бандажной полки сложного профиля лопатки из сплава ЖС26 способом микроплазменной порошковой наплавки. Рабочие лопатки турбины среднего давления двигателя Д18Т будут обеспечивать не только необходимый натяг по бандажным полкам за счет восстановления номинальных размеров верхней бандажной полки лопатки по боковым поверхностям, в том числе в районе радиуса скругления Z-образного профиля, но и не допускать снижения КПД турбины авиационного двигателя за счет восстановления установленного профиля лабиринтного гребешка.

Ключевые слова: бандажированные рабочие лопатки авиационных газотурбинных двигателей, никелевые жаропрочные сплавы с массовой долей 60 % и более, γ'-фазы, микроплазменная порошковая наплавка конструктивных элементов бандажных полок

Практика эксплуатации бандажированных лопаток авиационных ГТД показывает, что в процессе работы изнашиваются не только элементы на бандажных полках, но и повреждается на глубину до 2–3 мм материал лопатки в непосредственной близости от торцевых поверхностей верхней бандажной полки в результате деградации структуры, прогаров или термической усталости (рис. 1). Перед заменой износостойкой вставки требуется предварительное восстановление наплавкой участков верхней бандажной полки значительной линейной протяженности на высоту до нескольких миллиметров с учетом припусков на механическую обработку: при удалении поврежденного материала лопатки, износостойкой вставки, обработки наплавленного металла и т. д.

Таким образом, технологический процесс ремонта авиационных бандажированных лопаток ГТД должен включать в себя следующие основные этапы:

- удаление поврежденного материала и подготовку поверхностей бандажной полки под восстановление;
- восстановление поверхностей бандажной полки лопатки способом наплавки;
- механическую обработку восстановленных лопаток с целью получения заданного профиля лопаток и подготовку посадочных мест под напайку износостойких вставок;
- напайку износостойких элементов на контактные поверхности верхней бандажной полки;

- финишную механическую обработку и восстановление защитного покрытия в зоне ремонта.

Следует отметить, что разработка технологии восстановления поверхностей лопатки способом наплавки является самой сложной задачей ввиду ограниченной свариваемости жаропрочных никелевых сплавов с высоким содержанием γ'-фазы [1–4]. Поэтому эффективность ремонта поврежденных бандажированных рабочих лопаток авиационных ГТД определяется надежностью технологии восстановления торцевых поверхностей бандажной полки сваркой плавлением.

Одной из актуальных задач ремонта бандажированных лопаток авиационных ГТД является продление ресурса рабочих лопаток авиационного двигателя Д18Т транспортного самолета АН-124 «Руслан». Для восстановления рабочих лопаток турбина высокого давления (ТВД) из никелевых жаропрочных сплавов в условиях серийного ремонта на украинских предприятиях применяется аргонодуговой [5–7] и микроплазменный порошковый [8] способы наплавки. В отличие от аргонодуговой, микроплазменная порошковая наплавка позволяет восстанавливать торцевые поверхности бандажных полок на глубину до 2,5–4,0 мм с применением присадочного материала, близкого по химическому составу к материалу лопатки (рис. 2).

Особенностью технологической схемы ремонта способом сварки плавлением этих лопаток [5–8] является ограничение температуры их термической обработки до 1050 °C. Поэтому в ходе ремонта гомогенизирующий отжиг лопатки при 1265–1280 °C не применяется из-за возможности потери функциональных свойств термозащитных покрытий на неремонтируемых зонах лопатки, а также

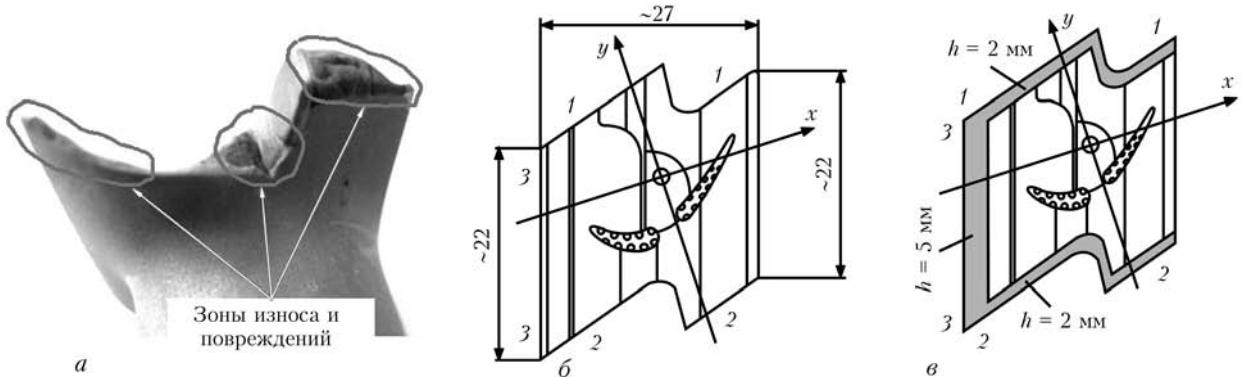


Рис. 1. Внешний вид верхней бандажной полки рабочей лопатки ТСД двигателя Д18Т: а — после эксплуатации; б — габаритные размеры подготовленной к наплавке лопатки; в — требования к размерам наплавки в зоне ремонта: 1—1, 2—2 — боковые поверхности верхней бандажной полки со стороны соответственно корыта и спинки; 3—3 — лабиринтный гребешок

появления эффекта поверхностной рекристаллизации [9] на пере и замке лопатки.

Ранее верхнюю бандажную полку лопаток из сплавов ЖС26-ВИ и ЖС32-ВИ восстанавливали наплавкой в основном по рабочим и нерабочим торцам ее трактовой поверхности, имеющим относительно простой плоский профиль с преимущественно постоянной шириной узкой подложки в пределах $(1,5 \pm 0,3)$ мм (рис. 2, а). Восстановление изнашиваемого лабиринтного гребешка, находящегося между наплавляемыми поверхностями, не предусматривалось из-за ухудшения свариваемости материала лопатки при наплавке смежных валиков.

В 2011 г. в Институте электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины разработана комплексная технология восстановления верхней бандажной полки рабочей лопатки турбины среднего давления (ТСД) авиационного двигателя Д18Т способом микроплазменной порошковой наплавки, предусматривающая также восстановление геометрии лабиринтного гребешка.

Рабочая лопатка ТСД характеризуется сложным профилем верхней бандажной полки в зоне ремонта — имеет вид сложной ломаной линии в плоскости ХУZ с переменной шириной узкой подложки в диапазоне 0,8–4,8 мм (рис. 1). Конструктивно зона ремонта состоит из двух боковых

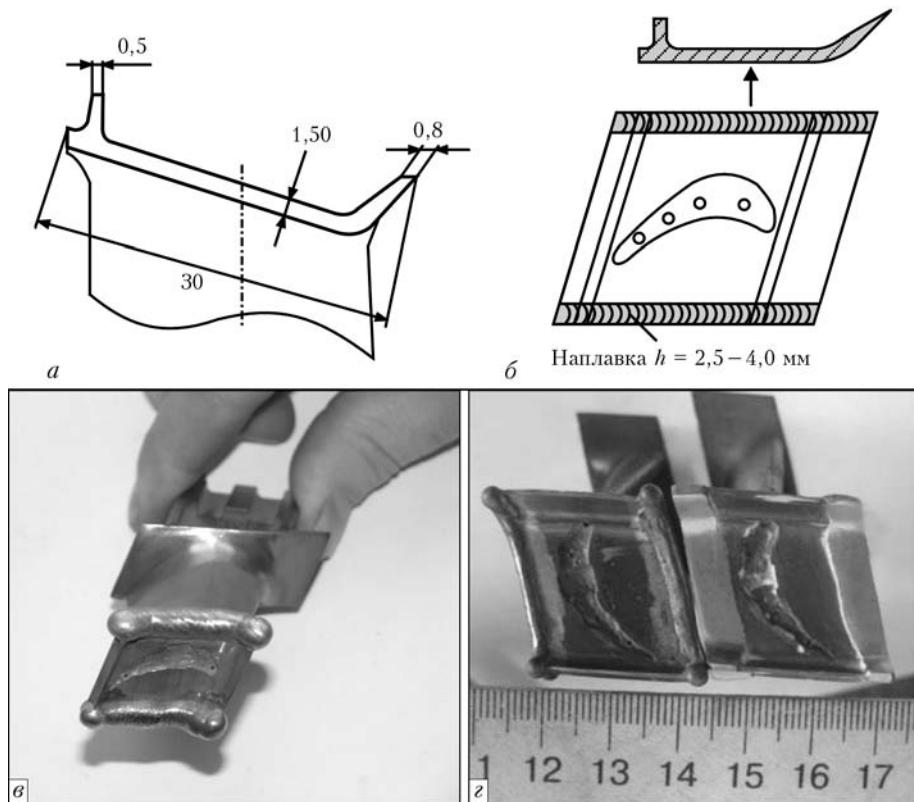


Рис. 2. Схема верхней бандажной полки рабочей лопатки ТВД двигателя Д18Т (а), требования к размерам наплавки в зоне ремонта (б); внешний вид лопатки, наплавленной способом микроплазменной порошковой наплавки (с); сравнение объемов восстанавливаемой поверхности лопаток (д) при ремонтной технологии на базе аргонодуговой (слева) и микроплазменной порошковой наплавки (справа)

поверхностей верхней бандажной полки с Z-образным профилем по торцам и лабиринтного гребешка. Угол раскрытия Z-образного профиля подготовленной под наплавку лопатки составляет 75–80° (рис. 1, б). Материал лопатки — жаропрочный никелевый сплав ЖС26-ВИ, содержащий примерно 60 % γ'-фазы и ранее по данным работ [1–4] считающийся несвариваемым. Суммарный эксплуатационный ресурс рабочей лопатки ТСД на момент ее ремонта микроплазменной порошковой наплавкой составлял ориентировочно 8000 ч.

В процессе эксплуатации рабочих лопаток ТСД под действием термоусталостных, вибрационных напряжений в районе износстойкой напайки из сплава ВЖЛ-2, а также под действием высокотемпературной эрозии материал лопатки локально изнашивается или повреждается на глубину 0,8–3,0 мм на боковых поверхностях бандажных полок и лабиринтном гребешке (рис. 1, а). Для восстановления ресурса таких лопаток необходимо было разработать технологию наплавки поврежденных конструктивных

элементов на высоту 2–5 мм (с учетом припусков на механическую обработку), исключающую образование трещин после наплавки и дальнейших технологических термических обработок в ходе ремонта (рис. 1, в).

По сравнению с базовой технологией восстановления микроплазменной порошковой наплавкой сплавом ЖС32 торцевых поверхностей верхней бандажной полки [8] новая технология отличалась дополнительными технологическими мероприятиями, направленными на снижение уровня остаточных напряжений и предотвращение трещин повторного нагрева при наплавке смежных валиков в зоне ремонта. Отработана последовательность наложения наплавленных валиков и термических обработок по режиму 1050 °C, 2,5 ч при П-образной наплавке верхней бандажной полки. Для восстановления боковой поверхности верхней бандажной полки применяли непрерывную аддитивную наплавку всех ее отрезков (рис. 1, в, 1–1, 2–2). В зависимости от текущей ширины торца верхней бандажной полки сварочный ток микроплазменной дуги изменялся от 8 до 35 А, а количество локально подающегося присадочного порошка сплава ЖС32 — от 2 до 12 г/мин. Параметры режима наплавки соответствовали диапазону эффективной тепловой мощности дуги 170–600 Вт. Наплавку боковых поверхностей верхней бандажной полки и лабиринтного гребешка выполняли по общепринятой схеме наплавки узкой подложки [10] при ремонте лопаток с применением профильных медных приспособлений, облегающих кромку лопатки. Для улучшения формирования наплавляемого металла ЖС32 использовались продольные и поперечные колебания плазмотрона.

Внешний вид восстановленных лопаток приведен на рис. 3, особенности микроструктуры — на рис. 4. Металлографические исследования, выполненные на лопатках-свидетелях, трещин и других недопустимых дефектов в зоне ремонта рабочей лопатки ТСД не выявили. Распределение микротвердости в зоне ремонта показало достаточную степень однородности основного и наплавленного металла рис. 5.

В соответствии с разработанной технологией способом микроплазменной порошковой наплавки сплава ЖС32 восстановлена верхняя бандажная полка на 146 рабочих лопатках ТСД экспериментальной установочной партии. После выполнения полного цикла наплавок, термических обработок и предварительной механической обработки восстановленные лопатки проверяли на наличие трещин и других недопустимых дефектов в зоне наплавки методом цветовой дефектоскопии. На 144 лопатках по данным цветовой дефектоскопии дефекты не зафиксированы. На двух лопатках обнаруженные дефекты исправлены при повторном ремонте конструктивного элемента бандажной полки. Качество повторного ремонта подтверждено повторным капиллярным контролем.

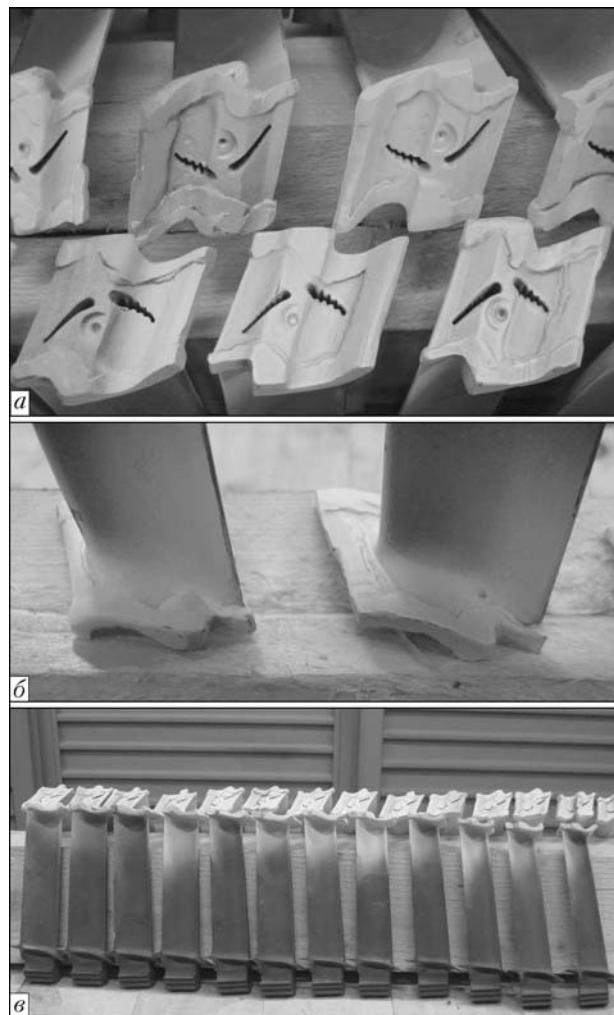


Рис. 3. Внешний вид рабочих лопаток (а) ТСД с восстановленной способом микроплазменной порошковой наплавки верхней бандажной полкой после предварительной зачистки и финишного капиллярного контроля в Институте электросварки им. Е.О. Патона: б — вид с наружной поверхности верхней бандажной полки; в — трактовая поверхность верхушки бандажной полки

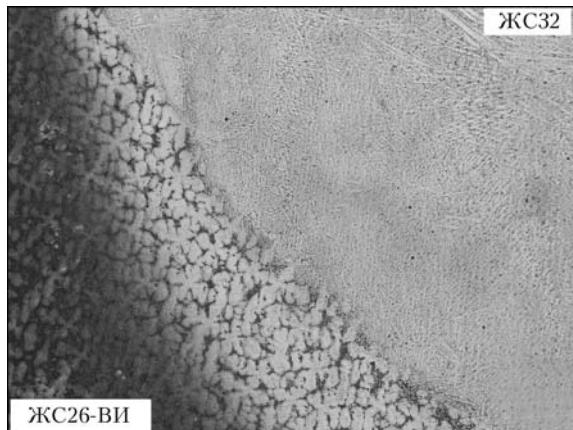


Рис. 4. Микроструктура ($\times 25$) зоны ремонта в районе радиуса скругления Z-образного профиля верхней бандажной полки рабочей лопатки ТСД, травление в реагенте Марбл

Таким образом, на примере наплавки рабочих лопаток ТСД экспериментальной установочной партии подтверждена высокая надежность разработанной комплексной технологии восстановления верхней бандажной полки и приемлемость ее применения в ходе серийного ремонта авиационного двигателя Д18Т. Уровень брака в ходе ремонта по данным капиллярного контроля не превышал 1,5 %, а лопатки с выявленными дефектами в зоне наплавки восстанавливали при повторном ремонте конструктивного элемента бандажной полки.

Экспериментальная установочная партия (146 шт.) лопаток ТСД двигателя Д18Т с восстановленной в Институте электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины верхней бандажной полкой передана заказчику ГП ЗМКБ «Прогресс» им. А.Г. Ивченко (г. Запорожье) для прохождения их дальнейшего ремонта. Предварительные результаты капиллярного контроля ЛЮМ1-ОВ, полученные заказчиком после прохождения полного технологического цикла ремонта (чистовая механическая обработка; припайка твердосплавных пластин; восстановления защитного покрытия на лопатках), свидетельствуют о высоком качестве ремонта в Институте электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины экспериментальной установочной партии рабочих лопаток ТСД.

Выводы

1. Разработана комплексная технология восстановления верхней бандажной полки сложного профиля рабочей лопатки из сплава ЖС26 способом микроплазменной порошковой наплавки.

2. Новая технология наплавки обеспечивает восстановление номинальных размеров верхней бандажной полки лопатки по боковым поверхнос-

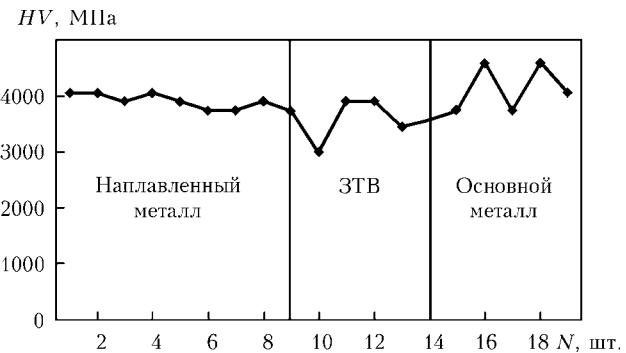


Рис. 5. Распределение микротвердости в сварном соединении основной (ЖС26-ВИ)-наплавленный (ЖС32) металлов в районе Z-образного профиля верхней бандажной рабочей лопатки ТСД; твердомер ПМТЗ, нагрузка индентора 50 г; шаг между уколами 100–150 мкм; N — количество уколов, шт.

там, в том числе в районе радиуса скругления Z-образного профиля, а также лабиринтного гребешка.

3. Восстановленные лопатки будут обеспечивать не только необходимый натяг по бандажным полкам (уменьшение вибрационных нагрузок, предотвращение усталостных разрушений лопаток), но и не допускать снижения КПД турбины авиационного двигателя за счет сохранения установленного профиля лабиринтного гребешка.

1. Симс Ч., Столов Н., Хагель В. Жаропрочные материалы для аэрокосмических и промышленных энергоустановок / Пер.с англ. — М.: Металлургия, 1995. — 384 с.
2. Сорокин Л.И. Свариваемость жаропрочных сплавов, применяемых в авиационных газотурбинных двигателях // Свароч. пр-во. — 1997. — № 4. — С. 4–11.
3. Сорокин Л.И., Лукин В.И., Багдасаров Ю.С. Свариваемость литейных жаропрочных сплавов типа ЖС6 // Там же. — 1997. — № 6. — С. 12–17.
4. Сорокин Л.И. Напряжения и трещины при сварке и термической обработке жаропрочных никелевых сплавов // Там же. — 1999. — № 12. — С. 11–17.
5. Разработка и внедрение высокотемпературного износостойкого сплава для упрочнения бандажных полок лопаток ГТД / Г.И. Печев, А.К. Шурин, В.Е. Замковой и др. // Технологические системы. — 2000. — № 3. — С. 40–42.
6. Петрик И.А., Переимоловский И.А. Дальнейшее развитие технологии упрочнения бандажных полок лопаток турбины из жаропрочных сплавов // Там же. — 2001. — № 3. — С. 90–92.
7. Переимоловский И.А., Петрик И.А. Упрочнение бандажных полок лопаток турбины жаропрочными сплавами // Газотурбинные технологии. — 2002. — № 3. — С. 35–38.
8. Разработка технологии восстановления торцов бандажных полок рабочих лопаток ТВД авиационного двигателя Д18Т методом микроплазменной порошковой наплавки / К.А. Ющенко, В.С. Савенко, А.В. Яровицын и др. // Автомат. сварка. — 2010. — № 8. — С. 25–29.
9. Монокристаллы никелевых жаропрочных сплавов / И.Л. Светлов, Е.Б. Качанов, Р.Е. Шалин и др. — М.: Машиностроение, 1997. — 336 с.
10. Особенности малоамперной аргонодуговой и микроплазменной порошковой наплавки на узкую подложку / А.В. Яровицын, К.А. Ющенко, А.А. Наконечный, И.А. Петрик // Автомат. сварка. — 2009. — № 6. — С. 37–42.

ПРОЕКТ 8.5

Розробка порошкового дроту та технології зварювання в усіх просторових положеннях металоконструкцій обладнання та споруд гірнико-металургійного комплексу з метою підвищення безпеки та ресурсу експлуатації

УДК 621.791.75:669.14 / 15

ЗАСТОСУВАННЯ МЕХАНІЗОВАНОГО ЗВАРЮВАННЯ САМОЗАХИСНИМ ПОРОШКОВИМ ДРОТОМ ПРИ РЕМОНТІ МЕТАЛУРГІЙНОГО УСТАТКУВАННЯ

**В.М. ШЛЕПАКОВ¹, д-р техн. наук, Ю.О. ГАВРИЛЮК¹, О.С. КОТЕЛЬЧУК¹, кандидати техн. наук,
В.М. ІГНАТЮК¹, П.О. КОСЕНКО², О.Н. РОХЛІН³, О.В. ТОПЧІЙ³, інженери**

¹Ін-т електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України,

²ДП «Дослідний завод зварювальних матеріалів ІЕЗ ім. Є.О. Патона»,

³ВАТ «Дніпровський металургійний комбінат ім. Ф.Е. Дзержинського»)

Розглянуто існуючий стан та характеристики об'єктів ремонтно-відновлювального зварювання устаткування гірнико-металургійного комплексу. Наведені результати розробки порошкових дротів, технологій їх виробництва та особливості їх застосування для ремонтно-відновлювальних робіт на підприємствах гірнико-металургійного комплексу. Дано характеристику впровадження зварювання порошковим дротом на типових об'єктах підприємств гірнико-металургійного комплексу. Проведено оцінку техніко-економічних показників використання зварювання порошковим дротом при ремонтно-відновлювальних роботах.

Ключові слова: *ремонтно-відновлювальне зварювання, порошковий дріт, ресурс експлуатації, устаткування, гірнико-металургійний комплекс*

При ремонтах металургійного устаткування, зокрема кожухів доменних печей і корпусів конверторів, одним з видів робіт є заварювання тріщин та встановлення латок з подальшим зварюванням, відновлення геометричних розмірів зношених деталей. Зазначені конструкції виготовляються з низьколегованої сталі. Трудомісткість зварювальних робіт висока; тривалість зварювання впливає на терміни проведення ремонтів. Технічною документацією передбачено виконання зварювальних робіт при виготовленні та ремонті зазначених конструкцій ручним дуговим зварюванням електродами типу Э50А діаметром 4–5 мм.

З метою скорочення часу на зварювання при ремонті кожухів доменних печей, корпусів конверторів та іншого металургійного устаткування провадилися роботи з освоєння механізованого зварювання в монтажних умовах. При цьому виявлено ряд факторів, що утруднюють застосування механізованого зварювання в захисному газі в монтажних умовах. Так, наявність протягів, металургійного пилу та шлаків від кисневого різання та ручного дугового зварювання, які при потраплянні в оброблення призводять до появи пор та інших дефектів у зварному шві, значно утруднює процес зварювання дротом суцільного перетину в середовищі захисних газів. Крім того, доставка балонів із захисними газами до місця проведення робіт потребує додаткових витрат.

Таким чином, розробка технології механізованого зварювання з'єднань порошковим дротом в усіх просторових положеннях є нагальною потребою підприємств для підвищення технічних характеристик споруд та обладнання з метою подовження їх експлуатаційного ресурсу. Зважаючи на складність виконання ремонтно-відновлювальних робіт найбільш перспективною є розробка технології механізованого зварювання порошковим дротом малого діаметру (енерго- та ресурсозберігаючого процесу), що дозволить забезпечити високі рівні якості та продуктивності ремонтно-відновлювальних робіт.

Досвід впровадження механізованого та автоматизованого ремонтно-відновлювального зварювання металургійних агрегатів самозахисним порошковим дротом на металургійних підприємствах України у межах програми «Ресурс» підтверджив високу ефективність технології, підвищення експлуатаційної надійності металоконструкцій [1]. Разом з тим, цей досвід виявив необхідність подальшого вдосконалення технології ремонтно-відновлювального зварювання [2, 3] і розробки нових порошкових дротів, які дозволять розширити перелік об'єктів застосування зварювання порошковим дротом, зокрема у гірничодобувному та металургійному комплексах, виробництві будівельних матеріалів, мінеральних добрив.

Результати розробок порошкових дротів, удосконалення технології їх виготовлення, проведення робіт по впровадженню показані на прикладі досвіду металургійних комбінатів ВАТ «Дніпровсь-

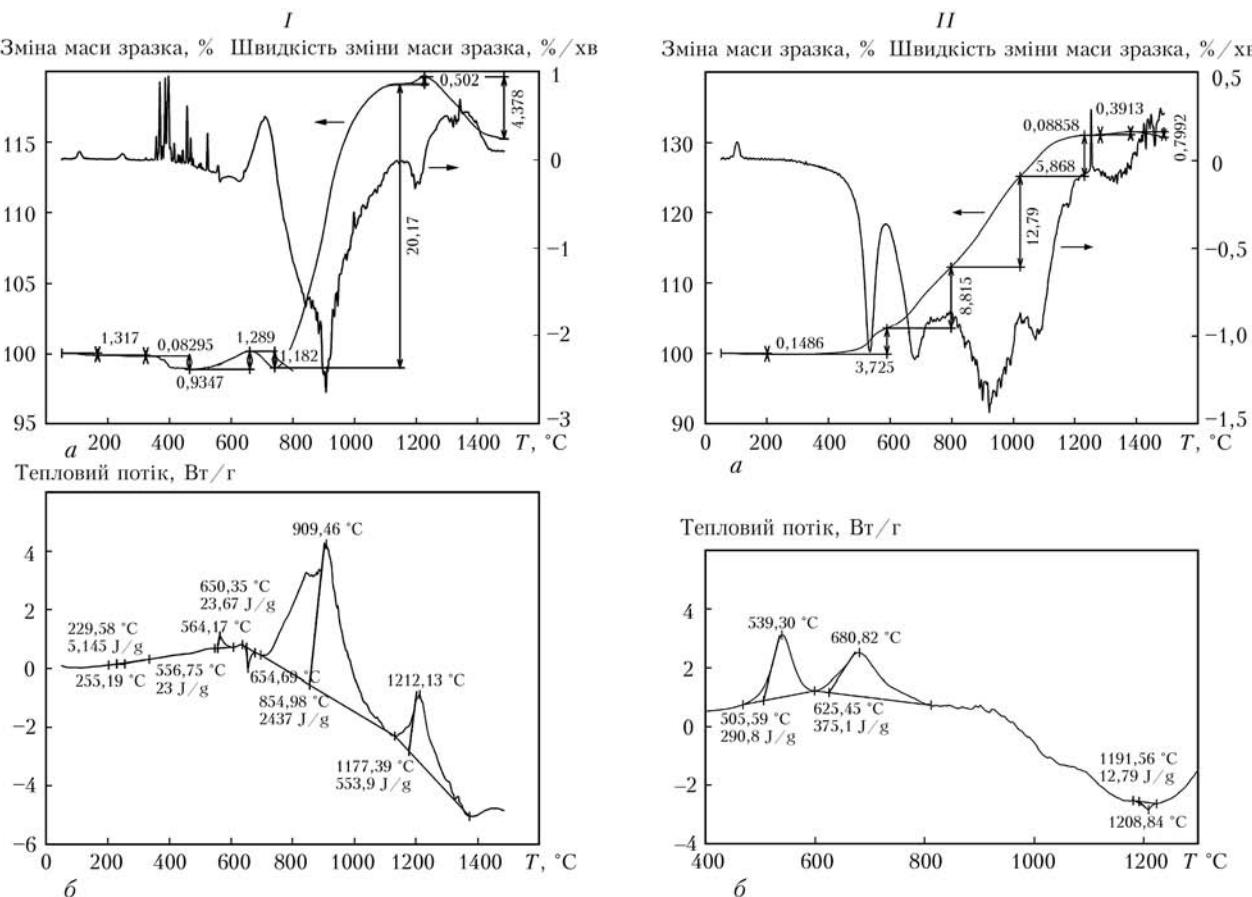


Рис. 1. Результати термогравіметричного аналізу (а) та аналізу методом диференціальної скануючої калориметрії (б) шихти порошкового дроту карбонатно-флюоритного (І) та оксидно-фторидного (ІІ) типів

кий металургійний комбінат ім. Ф.Е. Дзержинського» та ПАТ «Арсерол Миттал Кривий Ріг».

Дослідження властивостей порошкових самозахисних дротів. Оболонка порошкового дроту при зварюванні нагрівається переважно за рахунок тепла, що виділяється при проходженні зварювального струму, а також від активної плями зварювальної дуги. При цьому на вильоті (на ділянці дроту від контактного пристрою до дуги) встановлюється близьке до квазістационарного температурне поле. Це дозволить моделювати осердя порошкового дроту у вигляді циліндра нескінченної довжини, що нагрівається з поверхні й торця, і проводити розрахункові оцінки. Для вивчення процесів випаровування, дисоціації, термічної деструкції й окислювання компонентів осердя порошкового дроту або покриття електрода, які супроводжують нагрівання й плавлення порошкових композитів при зварюванні, застосовуються методи й техніка для термічного аналізу порошкових матеріалів і композитів (диференціальний термічний, термогравіметричний, диференціальний термогравіметричний аналізи й диференціальна скануюча калориметрія) [4]. Зазначені методи термічного аналізу доповнюються мас-спектральним аналізом газової фази, сформованої при нагріванні й плавленні досліджуваних порошкових сумішей.

На рис. 1, а, І наведено типові результати термогравіметричного аналізу шихти порошкового дроту карбонатно-флюоритного типу, що містить

карбонати кальцію, магнію й натрію, а також гексафторсилікат натрію. На кривій зміни маси зразка можна відзначити характерні інтервали видалення абсорбованої водогі (приблизно до 150 °C), термічне розкладання гексафторсилікату натрію з виділенням SiF₄ 380–450 °C і карбонатів (700–1450 °C) з виділенням CO₂, що підтверджується мас-спектральним моніторингом складу газової фази нагрівальної камери. При температурі понад 450 °C на процеси термічної деструкції з виділенням газоподібних продуктів накладається приріст маси зразка за рахунок розвитку окислювання залишного порошку, феросплавів і легуючих компонентів. Після досягнення значення температури 700 °C маса зразка зменшується, а в мас-спектрі підсилюється інтенсивність струму іонів вуглекислого газу, що свідчить про інтенсифікацію термічної дисоціації карбонатів.

На рис. 1, б, І показані результати аналізу того ж зразка шихти методом диференціальної скануючої калориметрії, а також розрахунки сумарних теплових ефектів реакцій. Процес нагрівання суміші карбонатно-флюоритного типу супроводжується екзотермічними ефектами в інтервалі значень температури 600–800 °C невеликої інтенсивності. При подальшому нагріванні відбувається послідовне чергування екзотермічних і ендотермічних ефектів, з якого можна мати уявлення про одночасний хід процесів деструкції мінеральних компонентів і

окислювання металевих складових. Стосовно самозахисних порошкових дротів карбонатно-флюоритного типу експериментальні дослідження, результати яких представлені в роботі [5], дозволили встановити, що найбільш високу ефективність газового захисту забезпечує використання композиції осердя, для якого процеси виділення газів розтягнуті в інтервалі температур від 400 °C до температури плавлення стали, тобто найбільш стійкий газовий захист формується при зварюванні дротами із осердями, що генерують захисні гази на всіх етапах їх нагрівання й плавлення.

На рис. 1, а, II наведено типові результати термогравіметричного аналізу шихти порошкового дроту оксидно-фторидного типу, що містить лігатури на основі алюмінія (зокрема лігатури AlLi й AlMg), а на рис. 1, б, II — аналізу методом диференціальної скануючої калориметрії та підрахунок сумарних теплових ефектів реакцій.

Процес нагрівання шихти порошкових дротів оксидно-фторидного типу характеризується екзотермічними ефектами при температурах близько 600 и 800 °C значно більшої інтенсивності, порівняно із шихтою дроту карбонатно-флюоритного типу, які супроводжуються збільшенням маси зразка й зниженням вмісту кисню в газовій фазі нагрівальної камери, що свідчить про інтенсивні процеси окислювання порошків алюмінію і магнію та феросплавів. Шлаковий розплав утворюється при температурі приблизно 1200 °C з помітним ендотермічним ефектом, який сягає максимуму при вказаній температурі.

Дослідження фізико-хімічних властивостей порошкових матеріалів та їх сумішей, що моделюють осердя порошкового дроту, виконані методами комплексного термічного аналізу (диференційного термічного, термогравіметричного, диференційного термогравіметричного аналізу та скануючої калориметрії), а також мас-спектроскопії газової фази при динамічному нагріванні від 30 до 1500 °C, показали, що процес нагрівання модельних осердь порошкових дротів, які містять газо- та шлакоутворюючі компоненти разом з металевими порошками, супроводжується протіканням реакцій деструкції, газовиділення, окислення та плавлення сумішей з утворенням первинного розплаву металевої й шлакової фаз.

Утворення шлакових розплавів ще на стадії нагрівання порошкового осердя (до плавлення оболонки дроту та виділення газів CO₂, SiF₄) сприяє підвищенню захисних функцій дроту при зварюванні в атмосфері повітря. Теплові ефекти термохімічних реакцій, що супроводжують процес нагрівання, протикають одночасно (ендотермічні процеси деструкції й плавлення та екзотермічні окислення та комплексоутворення). Управління цими реакціями шляхом зміни складу суміші дозволяє регулювати швидкість плавлення осердя з досягненням сприятливих характеристик плавлен-

ня порошкового дроту і переносу електродного металу у зварювальну ванну.

Як компоненти порошкового дроту, що сприяють прискоренню плавлення та сталому виділенню захисного газу, доцільно використовувати суміші металевих порошків на основі алюмінія та його сплавів, неметалевих шлако- та газоутворюючих компонентів типу карбонатів, оксидів та фторидів лужних металів. Результати досліджень використані при розробці дроту малого діаметру (1,6 мм) для зварювання в усіх просторових положеннях.

Удосконалення технології виготовлення порошкового дроту. Існуюча на державному підприємстві «Дослідний завод зварювальних матеріалів ІЕЗ ім. Е.О. Патона» технологічна схема виготовлення порошкового дроту в цілому відповідає вимогам до виготовлення зварювального порошкового дроту. Схема включає знежирення сталевої стрічки, намотування її на технологічні котушки з рядною розкладкою без порушень геометрії та нарощування довжини стрічки до маси 500 кг з проміжним зварюванням кінців стрічки і термообробкою зварних з'єднань. Лінія формовки та волочіння дроту оснащена формуючим агрегатом з дозатором порошкової суміші та приладом контролю заповнення оболонки порошком. Сформована заготовка дроту надходить безпосередньо на прямоточний волочильний стан, де виконується шестиразове волочіння дроту до заданого діаметру в одній лінії з намотувальним апаратом. Система управління забезпечує безперервний автоматично керований процес виготовлення порошкового дроту.

Для удосконалення технології виготовлення порошкового дроту потрібні певні зміни у схемі формування та волочіння порошкового дроту, основні з яких стосуються включення до операцій формовки додаткового роликового редуктування заготовки порошкового дроту на агрегаті формування оболонки дроту з метою ущільнення замикання стику трубчастого профілю, згорнутого із сталевої стрічки, та закріплення порошкового осердя дроту, щоб уникнути можливих зміщень (рис. 2). Відповідно до цього потребує коригування послідовності деформації дроту при волочінні (маршрут волочіння).

Необхідність підвищити надійність подавання дроту по трактах зварювальних напівавтоматів та збереження властивостей дроту при зварюванні в монтажних умовах потребує повної заміни існуючої системи змащування дроту при волочінні за рахунок заміни волочильного мастила, що поєднається у вигляді мильного порошку, системою змащування стеаратами та заключною обробкою поверхні дроту протекторним покриттям.

Існуючі калібрувальні профілі роликів формовки розраховуються по так званому нейтральному діаметру кільця оболонки [6]. Тому на виході з агрегату формування оболонки утворюється трубка неповного замикання кромок (рис. 3). Для

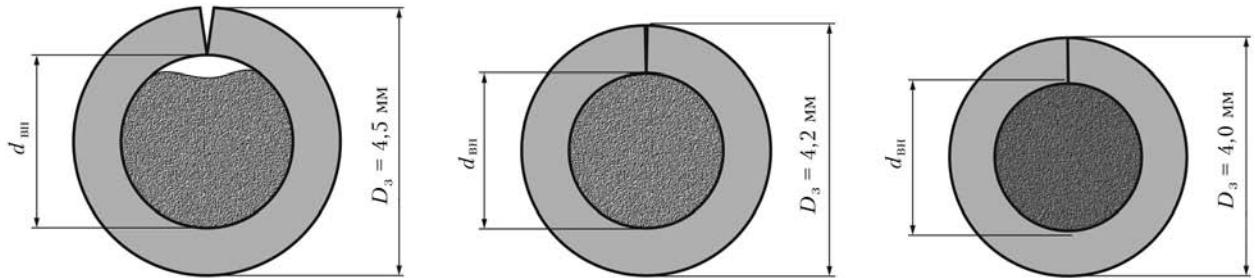


Рис. 2. Удосконалена формовка заготовки порошкового дроту з додатковим роликовим редукуванням

досягнення повного замикання необхідна додаткова пара роликів, а з урахуванням необхідності ущільнення порошкової суміші перед волочінням — 2 пари роликів.

На основі зазначених умов розраховані профілі формувального інструменту та виготовлені дві пари формуючих роликів (рис. 4), що встановлюються на дві додаткові заключні позиції агрегату формування заготовки порошкового дроту. Експериментальні випробування підтвердили доцільність використання додаткових операцій доформування та ущільнення заготовки дроту, що дає можливість зменшити діаметр заготовки дроту на виході з агрегату формування на 15 %. Для прийнятих розмірів стрічки діаметр заготовки зменшується з 4,0–4,2 до 3,4–3,5 мм. При цьому заготовка надходить на волочіння з ущільненням стику кромок стрічки та у стані 100%-го заповнення внутрішньої порожнини шихтою, що практично виключає флюктуації та можливі зміщення порошку по довжині дроту під впливом ривків та вібрацій, особливо на стадії набору швидкості чи зупинки лінії.

Досягнутий результат дозволяє побудувати найбільш ефективний маршрут волочіння, придатний для виготовлення порошкового дроту. Розрахунки, виконані для існуючої технології, показують неможливість виготовлення порошкового дроту передбаченого технічними умовами діаметру за один технологічний перехід з використанням шестиразового волочильного стану. Виходячи з можливостей попереднього редукування дроту на агрегаті формувки такі умови забезпечуються. Маршрут волочіння типово розраховується на основі можливості деформування композитної заготовки порошкового дроту з урахуванням механічних властивостей стрічки і технологічних умов волочіння. Ці умови передбачають придатність заготовки до покриття первинним шаром мастила, суцільне покриття дроту шаром мастила на проміжних операціях та підготовку до нанесення захисного шару протекторного покриття.

Маршрут волочіння будеться відповідно до практики деформування сталевих або композитних заготовок із сталевою оболонкою з урахуванням процесу поверхневого зміцнення під час обробки і збереження деформаційних властивостей [6]. Типова побудова процесу волочіння сталевих заготовок передбачає невеликі ступеневі деформації на першому етапі для створення орієнтації

структур у напрямку деформації, далі збільшення частки деформації на проміжній стадії волочіння і досить різке зниження ступеню деформації при заключній операції волочіння з огляду на необхідність виконання допусків на діаметр готової продукції, що обумовлено стандартами на дроти, призначенні для зварювання ($\pm 0,10$ мм).

Розрахунки маршрутів волочіння при умові попереднього редукування заготовки порошкового дроту дозволили спроектувати технологію виготовлення порошкового дроту діаметром 1,6 мм з використанням існуючих на підприємстві прямоточних станів шестиразового волочіння.

Експериментальне відпрацювання маршрутів волочіння дозволило виявити необхідність коригування розрахункового маршруту у напрямку збільшення деформації на стадії проміжного волочіння і зменшення — на стадіях первинного та заключного (калібрування). З урахуванням допуску на розмір при першому проході визнано доцільним використовувати проволоку діаметром 3,5–3,6 мм, а при заключному — 1,59 мм, що забезпечує виготовлення дроту готового діаметру 1,6 мм без перевищення передбачених стандартами ДСТУ (ГОСТ) 26271 [7] та ISO 17632 [8] розмірів готового порошкового дроту.

Формування заготовки порошкового дроту з ущільненням стику виконується із стрічки, що не потребує спеціальної обробки поверхні для волочіння. Ущільнення стику трубки запобігає потраплянню волочильного мастила в зазор стику і пошкодженню інструменту (волок) кромками стрічки.

Процес волочіння порошкового дроту з подальшим нанесенням протекторного покриття потребує

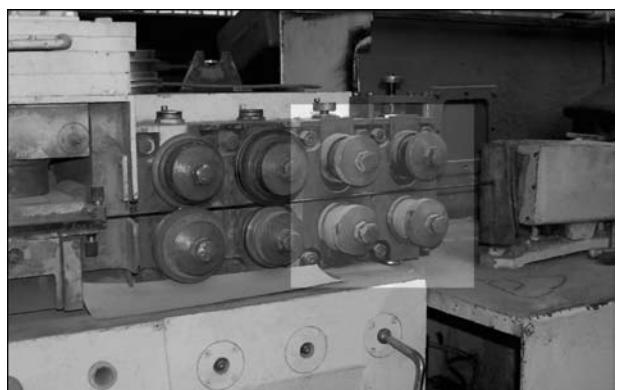


Рис. 3. Два додаткові блоки роликового редукування дроту, встановлені на машині формувки оболонки дроту та її заповнення шихтою для виготовлення порошкового дроту малого діаметру

заміни існуючої технології волочіння з використанням порошку мила спеціальною системою мастил. Відповідно до існуючих положень теорії й практики волочіння сталевих дротів така система має виконувати функції надійного покриття поверхні дроту на першій стадії волочіння, використання мастила «міцного» типу з антиоксидантами і дрібнозернистою фракцією порошку, що залишає після волочіння тонкий шар покриття на поверхні [9–11]. На заключному етапі волочіння дроту існує можливість нанесення протекторного покриття мастилом, що при волочінні утворює рідину (низька температура плавлення) і залишає на поверхні дроту тонкий шар протектору, що твердіє [11].

Для вирішення цього завдання після консультації з фахівцями з питань волочіння проведено випробування різних типів мастил, з яких обрано три, що відповідають завданню й умовам промислового волочіння. Для первинного волочіння обрано волочильне мастило на основі стеарату кальцію (C_mH_nCOOCa). На проміжному волочінні визнано доцільним використовувати порошкове мастило на основі стеарату натрію (C_mH_nCOONa) з додатком антиоксидантів, а на заключному — порошкову пасту з низькою температурою плавлення.

Головною діючою присадкою мастила служить диспергований порошок тетрафторетилену, який при потраплянні в зону деформації оболонки дроту під впливом тиску конденсується (полімеризується), утворюючи на поверхні контакту з дротом суху плівку, що щільно вкриває поверхню дроту і має антифрикційні властивості. Умовами сталого утворення такої плівки на поверхні в зоні деформації є наявність рідкого стану мастила у зоні деформації та локальна зона підвищеного тиску (блізько 0,01 МПа). За таких умов у зоні деформації та калібрування утворюється плівка на поверхні порошкового дроту товщиною від 3 до 5 мкм. Стале утворення плівки відбувається при використанні волок з плавною зміною кривизни робочої зони та вихідною розпушування (від 12° на вході через калібруючу зону до 40° на виході).

Відпрацювання технології волочіння і протекторного покриття дроту провадили на державному підприємстві «Дослідний завод зварювальних матеріалів ІЕЗ ім. Є.О. Патона НАН України» на лінії формовки та волочіння порошкового дроту у складі агрегату формування ОБ1252МУ (оснащеного додатковими роликами редукування), волочильного стану ВМЕП 6/350 та намотувального апарату 1/НК при швидкості виготовлення дроту до 300 м/хв.

Одержані зразки порошкового дроту трубчастої конструкції діаметром 1,6 мм випробували у відповідності до вимог стандартів ДСТУ (ГОСТ) 26271 [7] та ISO 17632 [8], а також перевірили ефективність нанесеного протекторного покриття при зберіганні готового порошкового дроту в атмосфері з контролюваною вологістю на стійкість проти корозії.

Схему виготовлення порошкового дроту нового типу за удосконаленою технологією формовки і волочіння наведено на рис. 4.

Впровадження зварювання самозахисним порошковим дротом на підприємствах гірничо-металургійного комплексу. На ВАТ «Дніпровський металургійний комбінат ім. Ф.Е. Дзержинського» об'єктами зварювання визначено корпуси конверторів, кожухи доменні печі, інші металоконструкції металургійного обладнання. Найбільший об'єм зварювання на початок робіт припадав на ремонтне зварювання об'єктів з виконанням швів у нижньому, горизонтальному та вертикальному положеннях (щити, підсилюючі пояси, накладки тощо). При роботі на відкритих майданчиках встановлено, що зварювання самозахисним порошковим дротом витримує вплив вітру при швидкості до 8 м/с без погіршення якості швів. Тому в регламенті зварювання введено дозвіл на застосування процесу при швидкості вітру до 7 м/с, що в кілька разів перевищує можливості зварювання на монтажі дротом суцільного перетину.

Проведено роботи з механізованого зварювання в монтажних умовах самозахисним порошковим дротом. Роботи проводилися при капітальному ремонти корпуса конвертора (рис. 5). У процесі ремонту заварювалися тріщини, виконувалося зварювання латок (тип зварного шва С-19 на підкладці, що залишається (рис. 6); товщина металу 80 мм. Зварювання виконувалося в нижньому, горизонтальному й вертикальному положеннях.

У процесі капітального ремонту зварено близько 30 м швів, з них 50 % — з використанням ручного дугового зварювання електродами марки АНО-27 і 50 % механізованого зварювання дротом марки ПП-АН7.

Встановлено, що продуктивність механізованого зварювання самозахисним порошковим дротом приблизно в 2,0–2,5 рази вища порівняно із ручним дуговим. Застосування механізованого зварювання порошковим дротом дає можливість виконувати зварювання у вузьке оброблення, що при розкритті тріщини шириною понад 15 мм дозволяє заварити її без оброблення крайок на всю товщину металу. Спостереження за експлуатаційною стійкістю зварних швів показали, що механічні властивості шва, виконаного дротом, вищі за механічні властивості шва, одержаного дуговим зварюванням електродами. Так, деякі шви, виконані ручним дуговим зварюванням, зруйнувалися й ремонтувалися вдруге, у той час як шви, одержані способом механізованого зварювання, залишилися цілими.

У відповідності з результатами дослідно-промислових випробувань прийнято рішення щодо розширення об'ємів використання механізованого зварювання самозахисним порошковим дротом металоконструкцій та обладнання металургійних підприємств. Визначено заходи по технічній та технологічній підготовці підприємств для розширення

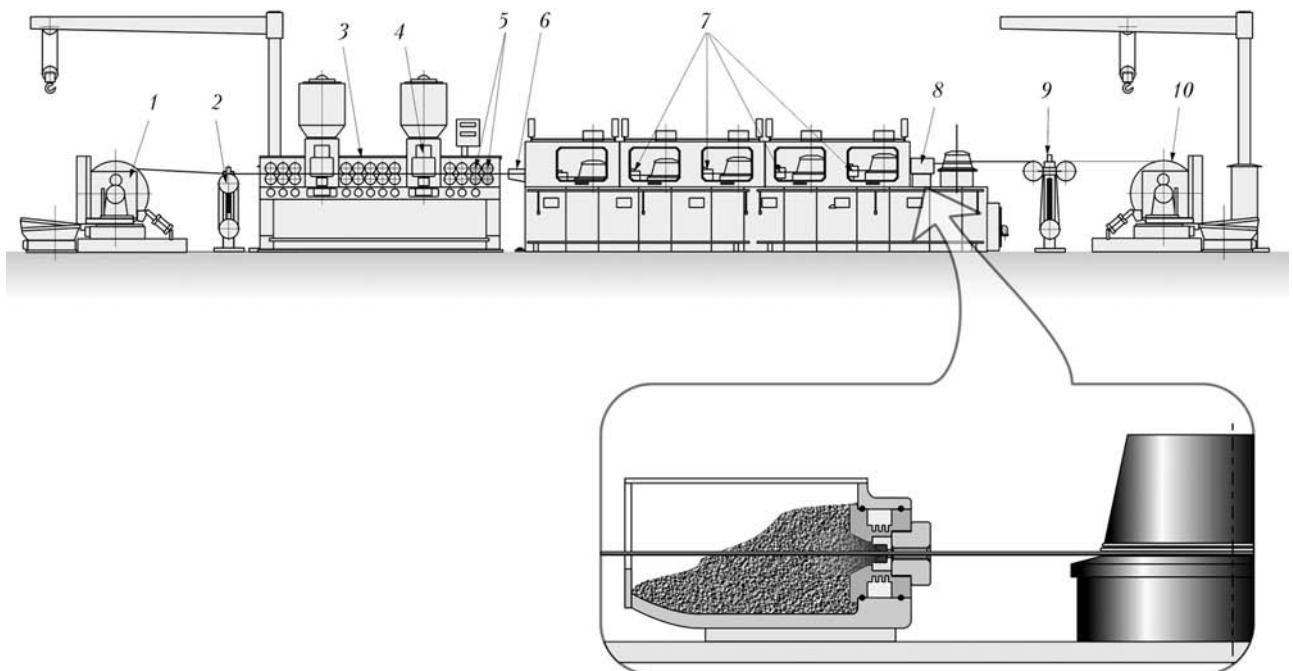


Рис. 4. Схема виготовлення порошкового дроту за удосконаленою технологією формовки і волочіння: 1 — розмотувальний пристрій для стрічки; 2 — стійка регулювання натягу та демпфірування стрічки; 3 — формуючий агрегат; 4 — дозатор шихти; 5 — група роликів для калібрування й ущільнення; 6 — блок вхідного нанесення мастила з волокнами; 7 — блоки проміжного насленення мастила з волокнами; 8 — блок нанесення протекторного покриття з калібрувальною волокною; 9 — демпфер-регулятор натягу дроту; 10 — намотувальний апарат

номенклатури об'єктів, рекомендованих для зварювання порошковим дротом.

На ПАТ «Арсерол Миттал Кривий Ріг» у цехах ремонтного виробництва освоєно технологію механізованого зварювання й наплавлення порошковими дротами марок ПП-АН7 і ПП-АН19Н при ремонтах основних агрегатів підприємства в монтажних умовах. Так, наприклад, у цеху ремонту металургійного устаткування № 2 виконуються такі види зварюально-наплавлювальних робіт у період планово-попереджуvalьних ремонтів прокатних станів і блюмінгів: відновлювальне наплавлення посадкових місць підшипників роликових опор рольгангів блюмінгів; наплавлення штанг штовхальників лінійок маніпуляторів блюмінгів;



Рис. 5. Ремонтне зварювання самозахисним порошковим дротом металургійного обладнання на Дніпровському металургійному комбінаті

наплавлення роликів великого й малого шлеперного поля; наплавлення стрілок розподільчих столів сортопрокатних цехів; зварювання тріщин у лінійках маніпуляторів блюмінгів; наплавлення жолобів трайб-апаратів; наплавлення вироблення конвеєрів збирання обрізі; наплавлення П-подібних планок станів 1250, 1300; зварювання тріщин у платформах зливковозів.

Відновлювальне наплавлення порошковим дротом ПП-АН19Н добре зарекомендувало себе як буферний шар перед виконанням зміцнюючого наплавлення.

Самим значущим застосуванням самозахисним порошковим дротом марки ПП-АН19Н для наплавлення при виконанні ремонтного замовлення в цехах машинобудівного виробництва механо-ремонтного комплексу було відновлення вала конусної дробарки великого дроблення, що належить гірському департаменту підприємства. Маса й габарити вала в зібраному стані з конусом не дозволяли встановити вузол у жодну з наплавлювальних установок. Ухвалили рішення виконати

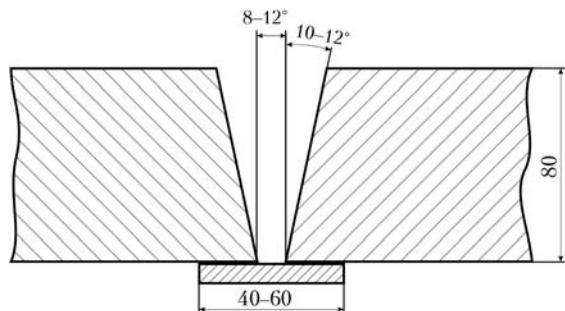


Рис. 6. Підготовка країв для зварювання при ремонті корпуса конвертера

відновлення геометричних розмірів валу конуса в спеціально спроектованому й виготовленому пристосуванні за допомогою механізованого наплавлення напівавтоматом самозахисним порошковим дротом. У ході наплавлювальних робіт задіяно три напівавтомати, маса наплавленого металу складала близько 1,5 т. Завдяки високій продуктивності механізованого наплавлення порошковим дротом перед ручним дуговим наплавленням штучними електродами зменшили чисельність зварників, задіяних у ремонті вала конуса, а також скоротили термін виконання замовлення.

Переваги механізованого зварювання й наплавлення порошковими самозахисними дротами перед ручним дуговим штучними електродами очевидні. Це висока продуктивність, що у деяких випадках більша, ніж у ручного зварювання й наплавлення в два і більше разів, що дозволяє скоротити час ремонту й простій устаткування.

Порівняно з механізованим зварюванням і наплавленням дротами суцільного перетину переважаю самозахисних дротів є виключення з технологічного процесу газобалонної апаратури. У стиснутих умовах при монтажі й короткострокових ремонтах порошковий дріт буває незамінним.

Існує потреба в освоєнні технології й випуску самозахисних порошкових дротів діаметром 1,2–1,6 мм.

Техніко-економічні показники використання зварювання порошковим дротом при ремонтно-відновлювальних роботах. Розрахунок очікуваного економічного ефекту від заміни ручного дугового зварювання напівавтоматами порошковим дротом проведено на прикладі капітального ремонту конвертора шляхом визначення зниження собівартості виплавленої сталі за рахунок зменшення умовно-постійних витрат при скороченні часу на ремонт конвертора.

Скорочення часу зварювальних робіт Δt на ремонті конвертора на БАТ «Дніпровський металургійний комбінат ім. Ф.Е. Дзержинського» при застосуванні механізованого зварювання самозахисним порошковим дротом за рік складає $\Delta t = 36$ год. Скорочення собівартості сталі дорівнює

$$\mathcal{E}_3 = B_1 BC \Delta t = 60 \cdot 310,5 \cdot 36 = 670680 \text{ грн},$$

де $B_1 = 60$ грн/т — умовно-постійні витрати на виплавку однієї тонни стали, грн; $BC = 310,5$ т/год — годинне виробництво сталі.

Впровадження технології зварювання порошковим дротом дозволяє підвищити продуктивність та покращити умови праці, зекономити витрати електроенергії, поліпшити експлуатаційні властивості зварних з'єднань.

Висновки

1. Досліджено фізико-хімічні властивості порошкових сумішей осердя порошкового дроту, на ос-

нові яких підвищено технологічні властивості порошкових дротів. Виконано розробку порошкового дроту малого діаметру та технології його виробництва в промислових умовах.

2. Удосконалено технологію виробництва порошкового дроту, організовано поставку підприємствам гірничо-металургійного комплексу. Проведено роботи з підготовки кадрів та впровадження нової технології ремонтно-відновлювального зварювання на об'єктах підприємств гірничо-металургійного комплексу.

3. Впровадженням механізованого зварювання самозахисним дротом на підприємствах гірничо-металургійного комплексу підтверджено збільшення продуктивності зварювальних робіт більш як у два рази при економії електроенергії, підвищення стійкості зварних з'єднань проти утворення гарячих і холодних тріщин та показників експлуатаційних властивостей зварних з'єднань за рахунок нормалізації зварного шва й зони сплавлення, а також покращення умов праці робітників завдяки зниженню трудомісткості основних і допоміжних операцій, що дозволяє одержати суттєвий економічний ефект.

1. Технологія відновлення агрегатів та вантажопідйомних механізмів у проектному положенні з використанням зварювання порошковим дротом / В.М. Шлепаков, Ю.О. Гаврилок, О.С. Котельчук, В.М. Ігнатюк // Проблемиресурсів і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин. — Київ: ІЕЗ ім. Є.О. Патона, 2009. — С. 634–640.
2. Гложенко В.М., Воропай М.М., Поляков В.О. Технологічні особливості процесів автоматизованого дугового зварювання при ремонті великовагітних резервуарів // Там само. — Київ: ІЕЗ ім. Є.О. Патона, 2006. — С. 527–531.
3. Большаков В.Н. Проблемы повышения прочности и надежности кожухов печей в работах ИЧМ // Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии. — 2005. — Вып. 11. — С. 237–246.
4. Шлепаков В.Н., Котельчук А.С. Исследование термохимических характеристик смесей дисперсных материалов методами динамического термического анализа // Автомат. сварка. — 2011. — № 12. — С. 16–19.
5. Shlepakov V.N., Suprun S.A., Kotelchuk A.S. Estimating of the Characteristics of Flux-cored Wire Welding under the Wind Flow Effect // Welding under extreme conditions. proc. of intern. conf. (Helsinki, Finland, Sept., 4–5, 1989). — Oxford: New York: Pergamon Press, 1990. — Р. 171–179.
6. Производство порошковой проволоки / И.К. Походня, В.Ф. Альтер, В.Н. Шлепаков и др. — Киев: Вищ. шк., 1980. — 232 с.
7. ДСТУ (ГОСТ) 26271–84. Порошковые проволоки для дуговой сварки углеродистых и низколегированных сталей. — М.: Изд-во стандартов, 1984. — 14 с.
8. ISO 17632:2004(E). Welding consumables — tubular coed electrode for gas shielded and non-gas shielded metal arc welding of non-alloy and fine grain steels — classification. — Switzerland, 2004. — 27 p.
9. Чередниченко Г.И., Фрайштетер Г.Б., Ступак П.М. Физико-химические и теплофизические свойства смазочных материалов. — Л.: Химия, 1986. — 224 с.
10. Ищук Ю.Л. Технология пластичных смазок. — Киев: Наук. думка, 1986. — 248 с.
11. Lubricants for the metal forming industry. — Philadelphia, P.A. USA: Richards Apex, 2001. — 28 p.

ПРОЕКТ 8.6

Підвищення експлуатаційної надійності елементів ГТД за рахунок використання багатошарових металокерамічних покривів, отриманих методами іонно-плазмового розпилення матеріалів

УДК 621.793.12

ПОЛУЧЕНИЕ ЭРОЗИОННОСТОЙКИХ И ЖАРОСТОЙКИХ МНОГОСЛОЙНЫХ ПОКРЫТИЙ ДЛЯ ЛОПАТОК ГТД МЕТОДОМ МИКРОЭЛЕКТРОДУГОВОГО ИОННО-ПЛАЗМЕННОГО ВАКУУМНОГО РАСПЫЛЕНИЯ МАТЕРИАЛОВ

Е. В. ДАБИЖА², канд. техн. наук, А. А. ЛЕЩУК¹, д-р техн. наук,

И. В. БОНДАРЬ², Н. Н. БОРИСОВА², кандидаты техн. наук

(¹Институт сверхтвердых материалов им. В. Н. Бакуля НАН Украины,

²МП «ЭКМА» НАН Украины)

Обоснованы технологические и аппаратурные возможности применения плазменно-дуговой технологии и вакуумного оборудования для создания многослойных эрозионностойких и жаростойких покрытий с целью повышения эрозионной стойкости компрессорных лопаток газотурбинных двигателей (ГТД). Разработаны новые технологические и аппаратурные решения, позволяющие наносить эрозионностойкие и жаростойкие покрытия из многокомпонентных сплавов методом ионно-плазменного распыления путем использования составной мишени катода планарного дугotronа. Проведены исследования эрозионной стойкости образцов с многослойным покрытием на основе карбида и нитрида титана, показавшие перспективность применения данного метода нанесения покрытий в качестве защитных на лопатки ГТД. Показано, что ремонтные лопатки ГТД, содержащие очень тонкие, средние усталостные микротрециины и не очень глубокие микротрециины, полностью восстанавливаются в процессе КИБ-обработки и последующего заращивания трещин нанесением на ее поверхность толстого (15 мкм) покрытия из материала лопатки.

Ключевые слова: плазменно-дуговой способ нанесения покрытий, эрозионностойкие и жаростойкие покрытия, карбид титана, нитрид титана, катод, составная мишень, лопатки ГТД, эрозионная стойкость, пластичная прослойка, кобальт, усталостная трещина, заращивание трещин

Сегодня в мире активизированы исследования, направленные на увеличение ресурса работы газотурбинных двигателей (ГТД). Однако одновременно с повышением рабочих температур ГТД необходимо увеличивать теплостойкость элементов горячего тракта двигателя, таких, например, как рабочих лопаток, а также увеличивать эрозионную стойкость компрессорных лопаток газовых турбин.

Несмотря на существенное улучшение различных свойств лопаток ГТД до настоящего времени в значительной степени слабым звеном являются турбины, что предопределяет целесообразность дальнейших поисков совершенствования методологии проектирования лопаток турбин с покрытием, поиска новых составов, структуры, архитектуры и свойств покрытий, совершенствования методов и процессов их получения. Наряду с повышением жаропрочности и коррозионной стойкости материала, из которого изготавливаются лопатки,

эффективным способом является также нанесение на них жаростойких покрытий.

Жаростойкие покрытия должны защищать поверхность лопаток от высокотемпературной коррозии в среде активных газов за счет образования на их поверхности плотной оксидной пленки, которая имеет высокую прочность сцепления с покрытием. Различают жаропрочные покрытия из металлических, неметаллических и комбинированных соединений. Для лопаток турбин наиболее приемлемыми являются металлические жаропрочные покрытия. Основой для данных покрытий являются сплавы или интерметаллические соединения титана, алюминия, хрома, кобальта, иттрия и др. [1, 2].

В связи с этим актуальной является возможность исследовать формирование сплавов на основе названных выше металлов методом микроэлектродугового ионно-плазменного распыления.

Метод вакуумного микроэлектродугового ионно-плазменного распыления, как правило, применяется при распылении на одном дуготроне одного металла или для распыления одного металла в среде реакционного газа для получения необходимых соединений.



Рис. 1. Модернизированная установка для микродугового вакуумного нанесения покрытий ВУ-2МБС (М)

Для исследования формирования сложных сплавов данным методом путем совместного одновременного распыления различных металлов из одной мишени катода были изготовлены комплексные (составные) катоды из титана и алюминия, а также из титана, алюминия и хрома. Исследования проводили на установке ВУ-2МБС (М) с модернизированными планарными дуготронами с прямым охлаждением мишени катода. Внешний вид модернизированной установки представлен на рис. 1.

Диаметр вакуумной камеры установки составляет 700 мм, высота 750 мм. Блок-схема установки приведена на рис. 2. Установка оснащена двумя дуготронами (4, 7) для поочередного или одновременного микродугового вакуумного ионно-плазменного испарения двух материалов. Данные дуготроны с прямым водяным охлаждением мишени катода были разработаны и изготовлены взамен дуготронов с косвенным охлаждением мишени, они позволяют проводить процессы при более высоком токе дуги и, таким образом, интенсифицировать процесс напыления, а также позволяют, при необходимости, испарять более тугоплавкие материалы. Прямое охлаждение мишени является

важным условием при распылении легкоплавкого алюминия, чтобы исключить его перегрев.

В качестве модельной составной мишени катода изготовили мишень из титана, в поверхность которой в специально выфрезерованные углубления впрессовали вставки из алюминия и алюминия и хрома. Общий вид таких составных мишней катода после их многоцикловой эксплуатации показан на рис. 3.

Диаметр катода 110 мм, диаметр вставок 25 мм (рис. 3, а). Шесть вставок из алюминия занимают 31 % общей распыляемой поверхности катода, а соответственно титан занимает 69 % (см. рис. 3, а). Были изготовлены также мишени для формирования трехкомпонентного покрытия TiCrAl (рис. 3, б). Для этого в центре дополнительно запрессовывалась вставка из хрома диаметром 35 мм.

Шесть вставок из алюминия занимают 31 % общей распыляемой поверхности катода, вставка из хрома 10,1 % и, соответственно, титан остальные 58,9 %.

Исследование условий распыления составной мишени TiAl показали, что пятно микроэлектродугового разряда сканирует по всей поверхности катода планарного дуготрона. Для исследований формирования сплавов при совместном распылении двух металлов на образцы из стали X18Н9Т было нанесено толстое многослойное покрытие. С целью возможности осаждения на поверхности образца покрытия большей толщины, структура у покрытия была в виде отдельных слоев TiAl с тонкими прослойками из кобальта. Разделительные слои из кобальта наносили при помощи второго планарного дуготрона с прямым охлаждением мишени.

Для исследований структуры покрытий были сделаны поперечные шлифы образцов. Исследования проводили на растровом электронном микроскопе «ULTRA 55» с анализатором XR спектров ENERGY 350 (фирмы «ZEISS»). На рис. 4 показаны структуры данных покрытий, которые были

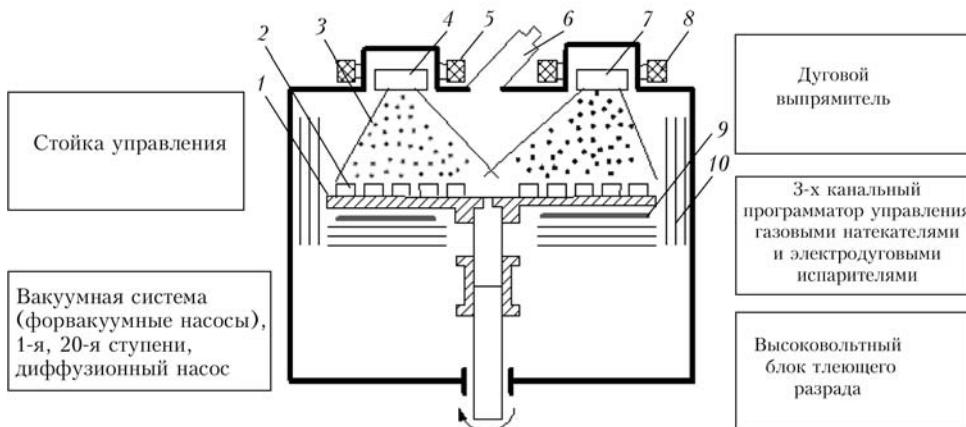


Рис. 2. Блок-схема модернизированной вакуумной установки ВУ-2МБС (М): 1 — столик для размещения образцов; 2 — образцы; 3 — паровой поток; 4, 7 — микродуговые ионно-плазменные испарители; 5, 8 — электромагнитные катушки; 6 — пиrometer частичного излучения «Смотрич-7»; 9 — нагреватель; 10 — тепловые экраны

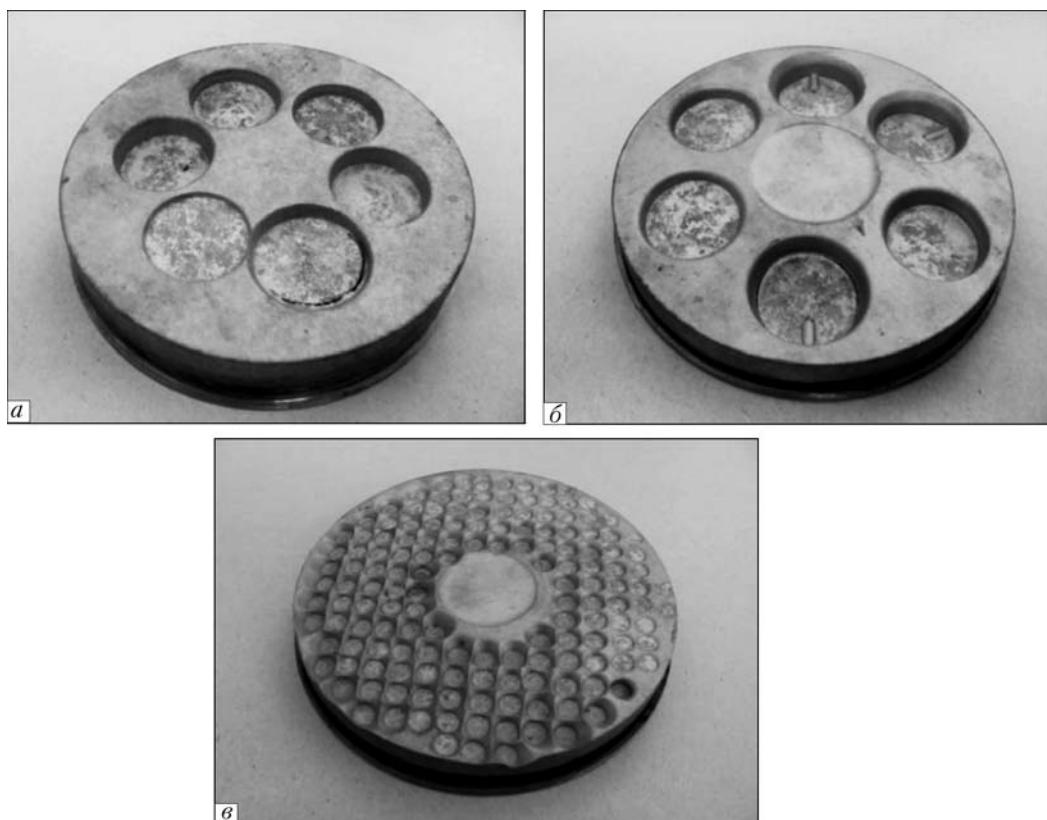


Рис. 3. Внешний вид комплексных планарных катодов для получения многокомпонентных многослойных покрытий: *а* — катод из титана со вставками из алюминия; *б*, *в* — катоды из титана со вставками из алюминия по периферии и из хрома в центре

получены в начале выработки составной мишени TiAl (рис. 4, *а*), при глубине выработки вставок около 4 мм (рис. 4, *б*) и при глубине выработки 9 мм (рис. 4, *в*). Как видно из рисунка в основных слоях покрытия, которое формировалось в начале приработки мишени (рис. 4, *а*), наблюдается много капельных образований, что связано с характером распыления легкоплавкого алюминия. В процессе выработки алюминиевых вставок составного катода количество капельной фазы уменьшается и при выработке 4 мм (рис. 4, *б*) капельных образований почти нет. При дальнейшей выработке вставок до 9 мм (рис. 3, *а*) в слоях покрытий все же имеют место отдельные капельные образования, которые наблюдаются на рис. 4, *в* как изгибание светлых линий от тонких кобальтовых прослоек. Следовательно, и при такой глубокой выработке капельные образования все же остаются. Уменьшение капельных образований в процессе выработки можно отнести за счет малоугловой сепарации распыляемого потока алюминия стенками углублений, которые, как видно на рис. 3, формируются при интенсивном распылении алюминия. Был также проведен спектральный анализ данных TiAl-покрытий и определен их элементный состав, который представлен в табл. 1. Анализируемые области обведены на рис. 4 прямоугольниками. Элементный состав слоя TiAl-покрытия, формируемого при разной глубине выработки алюминиевых вставок составной мишени, следующий: для рис. 4, *а*: 29,0 мас. % Al (42,0 ат. %), 71,0 мас. % Ti (58,0 ат. %); для рис. 4, *б*: 24,0 мас. % Al

(36,3 ат. %), 76,0 мас. % Ti (63,7 ат. %); для рис. 4, *в*: 16,0 мас. % Al (20,1 ат. %), 84,0 мас. % Ti (79,9 ат. %). Соотношение площадей составной мишени TiAl: 31 % Al и 69 % Ti.

Из приведенных выше результатов видно, что при начальной стадии выработки составной мишени формируется TiAl-покрытие с более высоким процентом атомов алюминия по сравнению с соотношением площадей этих материалов на распыляемой площади составного катода. Это свидетельствует о том, что легкоплавкий алюминий распыляется быстрее, чем титан.

Как показали дальнейшие исследования распыления составного катода в процессе длительного распыления меняется не только геометрия поверхности катода, но и состав покрытия. При выработке вставок до 4 мм атомный процент алюминия несколько ниже, чем в предыдущем случае, и уже близок к соотношению распыляемых поверхностей. Это, вероятно, связано с тем, что при распылении алюминия в углублении малоугловая часть потока, в которой много капельных образований, отсекается стенками углубления.

При этом, как было сказано выше, в слоях покрытия практически отсутствуют капельные образования. При дальнейшей выработке вставок процент алюминия в сплаве еще больше снижается. И при выработке вставок до 9 мм формируется TiAl-покрытие с атомарным содержанием алюминия меньшим от соотношения распыляемой поверхности алюминия.

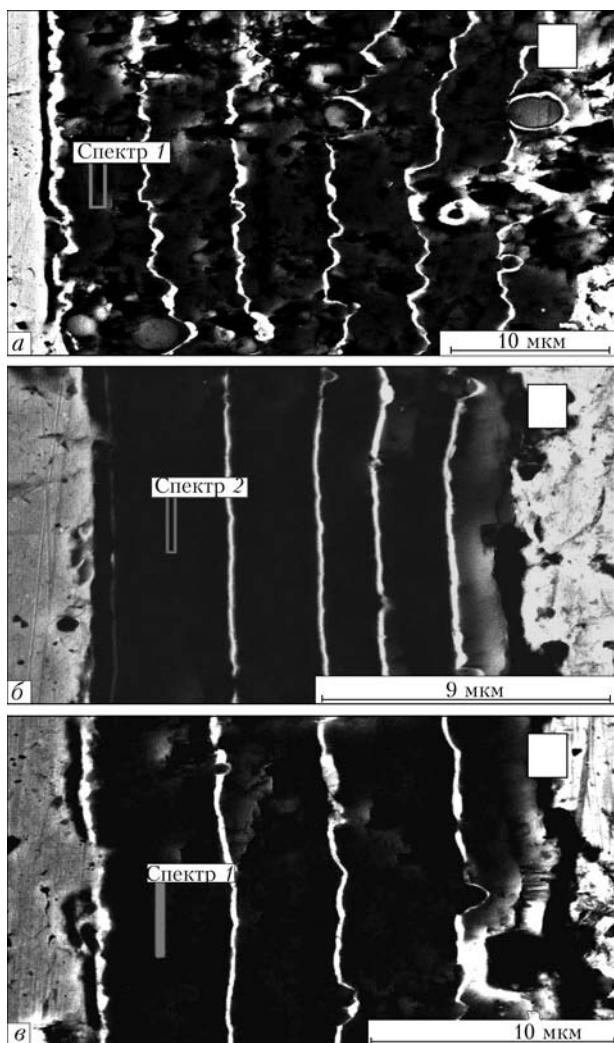


Рис. 4. Структуры многослойных TiAl-покрытий (обозначения а–в приведены в тексте)

Были проведены также исследования формирования трехкомпонентного покрытия MeCrAl. Для этого был изготовлен составной катод из титана, на поверхности которого в специально выфрезерованные углубления, как и в составной мишени, показанной на рис. 3, а, по периферии впрессовали 6 вставок из алюминия ($\varnothing 25$ мм), а в центр дополнительно впрессовали вставку из хрома ($\varnothing 35$ мм). Общий вид такого составного катода после его многоцикловой эксплуатации показан на рис. 3, б. Шесть вставок из алюминия, как и в предыдущей составной мишени, занимают 31 % общей распыляемой поверхности катода, а вставка из хрома 10,1 % и, соответственно, титан занимает остальные 58,9 %.

Исследования условий распыления такого модельного составного катода показали, что пятно микроэлектродугового разряда сканирует по всей поверхности катода, несмотря на наличие на его поверхности вставки из хрома. Элементный состав такого трехкомпонентного покрытия, формируемого при начальной приработке мишени, следующий: 30,7 мас. % Al (44,6 ат. %), 50,0 мас. % Ti (40,8 ат. %), 19,3 мас. % Cr (14,6 ат. %). Соот-

ношение площадей составной мишени TiCrAl: 31 % Al, 10,1 % Cr и 58,9 % Ti.

Видно, что атомарный процент хрома в сплаве формируемого покрытия близок к проценту его распыляемой площади. В то же время, как и в случае распыления составной мишени TiAl, концентрация атомов алюминия в сплаве покрытия значительно превышает процент его распыляемой площади. Изменение состава покрытия в процессе выработки катода является существенным недостатком технологии формирования покрытий из сплавов при распылении составных комплексных катодов.

Для достижения более однородной выработки у составных мишеней катода был изготовлен составной комплексный катод с меньшим диаметром алюминиевых вставок ($\varnothing 5$ мм), которые располагались по периферии мишени и одной общей вставкой ($\varnothing 35$ мм) из хрома в центре. Процентное соотношение вставок из отдельных металлов оставалось, как и в предыдущей мишени. Общий вид данного катода после многоцикловой эксплуатации показан на рис. 3, в. Общее время многоцикловой эксплуатации данного катода такое же, как и для катодов, показанных на рис. 3, а и 3, б.

Как видно из рисунка, в отдельных местах и этот катод имеет значительные выработки алюминиевых вставок глубиной до 4 мм, но их величина более чем в два раза меньше, чем у предыдущих мишеней. Процентное соотношение элементов в покрытии, которое формируется при таком составном комплексном катоде, также несколько отличается от соотношения площадей и меняется в процессе выработки катода, но уже в пределах 5 %, поэтому еще более предпочтительным является катод, изготовленный из уже готовых сплавов нужного состава. Следовательно, чем более мелкие фрагменты у составной мишени катода, тем меньшее влияние на состав оказывает выработка мишени катода, поэтому наиболее однородное покрытие будет достигнуто при изготовлении мишени катода из готового сплава.

Как следует из анализа литературных источников перспективным сплавом в качестве жаростойкого материала [3] и в качестве подслоя при нанесении на металлическую основу лопаток теплоизоляционных оксидных покрытий [4] является многокомпонентный сплав NiCrAlY.

Для изготовления катода данного сплава чистые порошки металлов смешивались в соотношении: 20 % Cr; 8 % Al; 1 % Y — остальное никель. Из данной смеси порошков был выплавлен методом вакуумного электронно-лучевого переплава слиток диаметром 70 мм и длиной 800 мм. Из данного слитка для линейного дугotronа изготовили полуярустную длинномерную мишень катода, которая показана в процессе ее изготовления на рис. 5.

Были исследованы технологические параметры распыления катода из такого материала методом микроэлектродугового ионно-плазменного вакуум-

ного распыления при сканировании дуги по длине катода посредством коммутации напряжения, подаваемого на катод дугotronа. Установлено, что микроэлектродуговой вакуумный разряд устойчиво горит и равномерно сканирует по всей длине мишени катода при токе дуги 150 А и выше. Установлено также, что при распылении данной мишени у покрытия формируется более однородная структура с меньшим количеством и размером капельных образований, чем при распылении составной мишени катода.

В настоящее время газотурбинные установки (ГТУ) широко применяются как в авиационной, так и в наземной технике. Однако существует целый ряд проблем, связанных с повышением ресурса и надежности ГТУ. Известно, что одним из наиболее уязвимых мест ГТУ, используемых в приземных слоях атмосферы либо непосредственно на поверхности земли, является их газовоздушный тракт, в котором наиболее подвержены аэробразивному износу лопатки компрессора [5].

Одним из наиболее перспективных способов защиты лопаток компрессоров ГТУ от аэробразивной эрозии является нанесение на них защитных многослойных покрытий на основе карбида и нитрида титана с пластичными прослойками [6]. В работе были проведены исследования эрозионной стойкости таких покрытий. Для испытаний были изготовлены образцы из нержавеющей стали 20Х13, из которой изготавливаются лопатки компрессорной турбины. Размеры образцов согласно ГОСТ 23.201–78 изготавливали в виде пластин размером 20×15×4 мм с допусками на размеры по 7-му классу точности и шероховатостью рабочей поверхности (поверхность 20×15) $R_z = 0,16\text{--}0,32$ мкм без острых кромок. На отдельные образцы были нанесены многослойные покрытия Co/TiN и Co/TiC, толщина отдельных износостойких слоев из TiN составляла 1,8 мкм, а толщина тонких прослоек из кобальта между основными слоями составляла 0,21 мкм. Общая толщина многослойного покрытия из Co/TiN составляет 35 мкм. Для покрытий из Co/TiC толщина отдельных износостойких слоев из TiC составляет 2,1 мкм, а толщина тонких прослоек из кобальта между основными слоями составляет 0,21 мкм. Общая толщина многослойного покрытия из Co/TiC составляет 35 мкм, перед испытанием все образцы взвешивались.

Испытания на эрозионную стойкость данных образцов проводились согласно ГОСТ 23.201–78 «Метод испытания материалов и покрытий на газоабразивное изнашивание с помощью центробежного ускорителя». Были проведены испытания исходных образцов без покрытий и образцов с многослойным покрытием Co/TiN и Co/TiC, которые показали, что оба покрытия имеют практически одинаковую эрозионную стойкость, так как эти покрытия имеют близкие значения микротвердости и упругости.

На рис. 6 приводится зависимость износа поверхности от массы расходуемого абразива для



Рис. 5. Изготовление длинномерного катода из сплава NiCrAlY исходного образца и для образцов только с многослойным покрытием Co/TiN. Данные износа, приведенные на рисунке, получены по четырем одновременно испытуемым образцам. Как видно из рисунка, у образцов без покрытий величина износа более чем в два раза выше, чем у образцов с многослойными покрытиями на основе нитрида титана и на основе карбида титана. Проведенные исследования показывают перспективность применения многослойных износостойких покрытий на основе нитрида и карбида титана для повышения эрозионной стойкости лопаток ГТД.

Лопатки ГТД в процессе их эксплуатации подвергаются различного рода воздействиям. И кроме воздействий высокой температуры в условиях данной окружающей атмосферы и эрозии под воздействием абразивных частиц, которые анализировались выше, лопатки подвергаются также воздействиям механических и циклических нагрузок. Нержавеющая сталь является вязким материалом и лопатки ГТД из данного материала менее склонны к образованию усталостных трещин под воздействием различных механических нагрузок. Для лопаток, подвергнутых упрочняющей обработке и для лопаток из менее вязкого материала титана, образование на их поверхности дефектов деформирования, и в том числе усталостных трещин, является весьма актуальной проблемой.

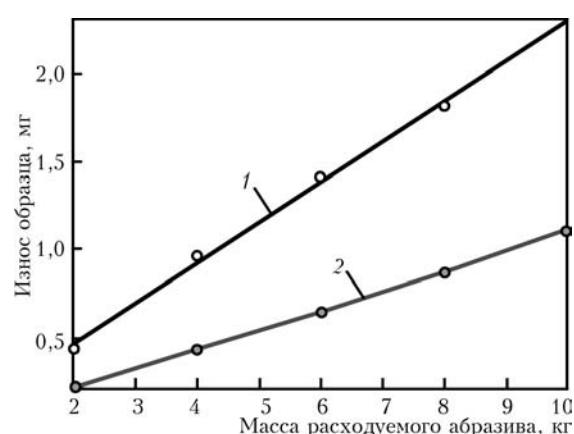


Рис. 6. Зависимость износа от массы расходуемого абразива для образцов из стали 20Х13: 1 — без покрытия; 2 — с многослойным покрытием Co/TiN

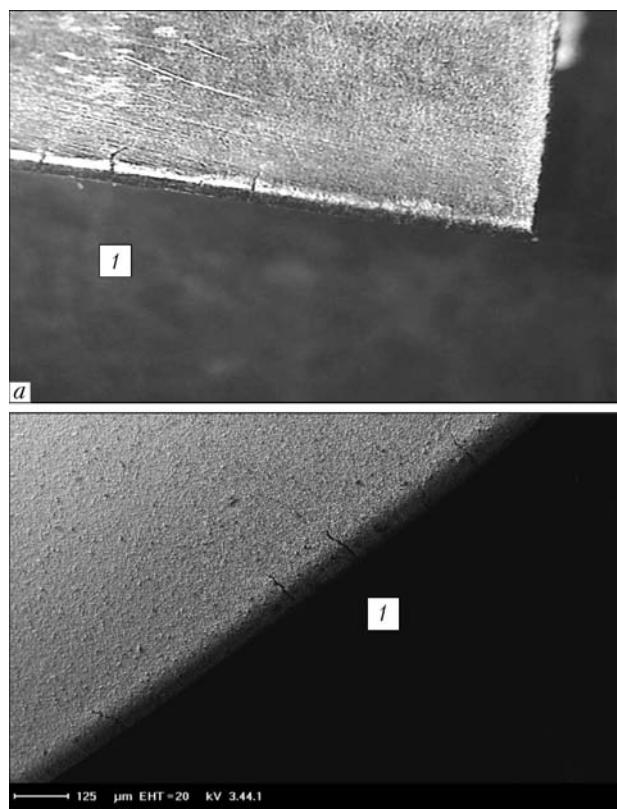


Рис. 7. Топология поверхностей для образца с усталостными узкими длинными трещинами: *а* — до их заращивания; *б* — после заращивания

Для исследования топологии поверхности с различными дефектами и условий ее очистки и восстановления дефектов, которые имеют место на рабочей поверхности ремонтных лопаток, были изготовлены специальные образцы из материала, из которого изготавливаются лопатки ГТД (титана ВТ-1). На данных образцах посредством многократного изгиба до разрушения были смоделированы дефекты в виде различных усталостных трещин, которые имеют место на рабочей поверхности ремонтных лопаток.

Исследования топологии поверхностей у данных образцов после их разрушения проводили на оптическом микроскопе МБС-10 и на электронном растровом микроскопе-микроанализаторе «Sam-Scan-4DV».

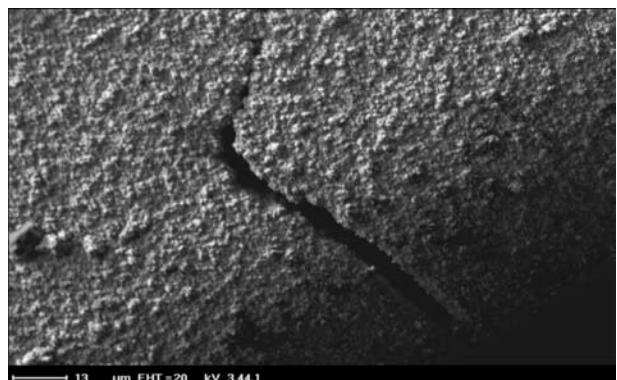


Рис. 8. Вид трещины 1 после ее заращивания

По своим возможностям растровая электронная микроскопия превосходит оптическую микроскопию в исследовании топологии поверхности материалов. Растровый электронный микроскоп «Sam-Scan-4DV» позволяет работать с разрешающей способностью 60–100 нм и глубине резкости 0,6–0,8 мм, причем при изучении топологии поверхности вполне достаточно использование низковольтного режима работы с диаметром пучка электронов 10 мкм [7]. Одним из существенных достоинств растрового электронного микроскопа является возможность в целом ряде случаев проводить исследования образцов практически без предварительной подготовки поверхности [8]. Толщина образцов для растрового электронного микроскопа не имеет определяющего значения. Образцы могут иметь размеры порядка нескольких десятков мм и их геометрия ограничивается только конструктивными возможностями держателя. Область применения растровой электронной микроскопии чрезвычайно широка — исследование топографии поверхности, приповерхностных структурных дефектов, электрически активных дефектов, электрических и магнитных доменов, определение атомного состава поверхности. Изучение металлических образцов в микроскопе может осуществляться при любом ускоряющем напряжении [2]. С повышением ускоряющего напряжения разрешение улучшается, однако для получения качественного изображения любой физической природы (в отраженных, вторичных электронах, изображения в режиме фазового контраста) достаточно напряжения в 20–30 кВ. Целый ряд аналитических ме-

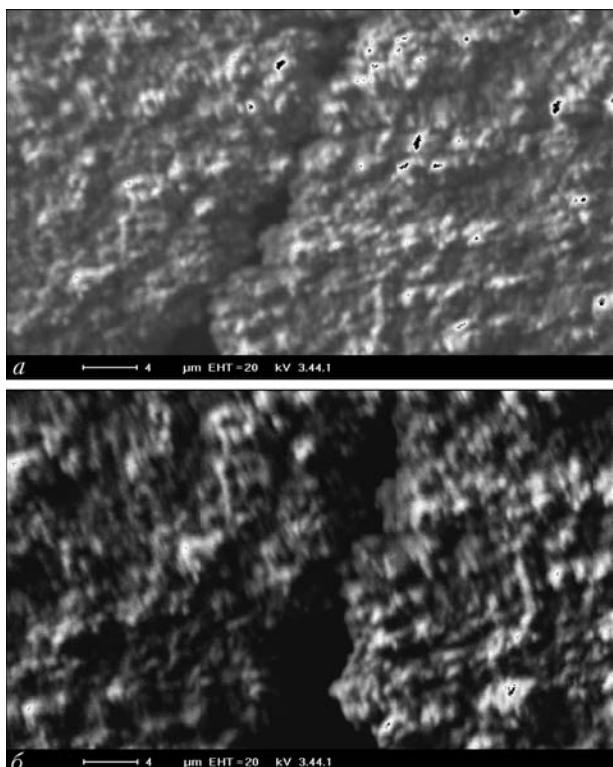


Рис. 9. Структура зашивания вершины (*а*) и области (*б*) для узкой длинной трещины

тодов исследования поверхности может потребовать работы в условиях широкого диапазона ускоряющего напряжения, например, для компонентного анализа композитов, содержащих элементы с малым атомным номером. Вместе с тем для исследования однородных металлических поверхностей, имеющих большое количество дефектов, достаточно использовать ускоряющее напряжение, равное 20 кВ. Ускоряющее напряжение в 20 кВ применяется и для образцов с покрытиями [2].

Проводящий слой кобальта многослойного покрытия улучшает качество изображений поверхности образца, обусловленных присутствием электрического заряда, а также уменьшает нагрев образца под воздействием пучка. Однако для проведения рентгеновского микроанализа на поверхность исследуемого образца необходимо наносить тонкое углеродное покрытие, чтобы предотвратить влияние рентгеновских линий от металлической составляющей покрытия и свести к минимуму поглощение рентгеновского излучения от образца.

На рис. 7 показана топология поверхностей для образца с усталостными узкими длинными трещинами до их заращивания (рис. 7, *a*) и после заращивания путем нанесения на поверхность 15 мкм покрытия из титана. Трещины зародились под действием знакопеременной нагрузки на ребре у края образца и выросли под ее действием до определенных размеров. Длина некоторых трещин достигает 750 мкм. Структура поверхности до заращивания (рис. 7, *a*) исследовалась на оптическом микроскопе МБС-10 при увеличении х 28, а структура поверхности после заращивания исследовалась на электронном растровом микроскопе-микроанализаторе «CamScan-4DV».

Как видно из рисунка, трещины в процессе осаждения толстого многослойного покрытия не заросли, в то же время их длина значительно уменьшилась. Структура заращивания таких длинных узких трещин хорошо видна на заращивании трещины, обозначенной на рисунке номером 1, вид которой при большем увеличении после заращивания показан на рис. 8. Длина трещины до заращивания 535 мкм (рис. 7, *a*). Цена деления для данного увеличения определялась по объект-микрометру. После заращивания длина данной трещины составляет 108 мкм. Как видим, большая часть длины трещины заросла. Структура заращивания вершины трещины и следующего, дальше к началу трещины, участка показана на рис. 9. Глубина данной трещины на исходном образце, которая выходит на торец образца, была определена и составляет 286 мкм. В то же время, как видно из рис. 9, *b*, в результате заращивания глубина трещины уменьшается. Внутри, на дне трещины про-сматриваются отдельные вершины капельных образований заращиваемого покрытия, а на участке самой вершины (рис. 9, *a*) видно, что она заращивается полностью, начиная от дна трещины до смыкания стенок. Как показали исследования, для

меньших трещин толщиной до 30 мкм в процессе нанесения титанового покрытия трещина полностью застывает.

Выводы

- Наиболее перспективными методами для условий нанесения покрытий на лопатки ГТД являются методы вакуумного ионно-плазменного осаждения покрытий. Метод микроэлектродугового ионно-плазменного вакуумного испарения имеет ряд положительных возможностей для обработки поверхности перед напылением, прогрева изделий до заданной температуры и позволяет распылять как легкоплавкие, так и тугоплавкие переходные металлы, осаждать покрытия из данных металлов, сплавов и их соединений (нитридов, карбидов).

- Наиболее перспективными материалами для формирования твердых эрозионностойких покрытий на лопатки ГТД являются карбид и нитрид титана. Они имеют высокую микротвердость и трещиностойкость. Титан — высокотехнологичный и доступный материал, он прекрасно диспергируется методами ионно-плазменного вакуумного осаждения. Наиболее перспективным материалом для формирования жаростойких покрытий на лопатки ГТД является Al_2O_3 в сочетании с MeCrAlY .

- Проведенные исследования показали, что при нанесении жаростойких покрытий из многокомпонентных сплавов методом микроэлектродугового ионно-плазменного вакуумного распыления составной мишени катода планарного дугotronа, состав конденсируемого сплава в покрытии отличается от соотношения распыляемых плоскостей различных металлов составного катода. При изготовлении составной мишени необходимо в процессе фрезеровки отверстий и запрессовке вставок учитывать поправку на разные скорости распыления у различных металлов.

- В процессе выработки составной мишени меняется состав наносимого покрытия, поэтому для планарных составных мишней при выработке отдельных вставок на глубину более 2 мм необходимо на токарном станке выравнивать поверхность мишени по плоскости. Кроме того, при изготовлении составных мишней быстро вырабатываемые вставки должны быть диаметром 5 мм и менее.

- Для нанесения покрытий из жаростойких многокомпонентных сплавов типа MeCrAlY методом микроэлектродугового ионно-плазменного вакуумного распыления наиболее перспективным является изготовление мишней катодов из заранее подготовленных сплавов.

- Исследования эрозионной стойкости образцов с многослойными покрытиями на основе карбида и нитрида титана показывают высокую эрозионную стойкость таких покрытий и также перспективность применения метода микроэлектродугового ионно-плазменного вакуумного распыления для осаждения данных покрытий в качестве защитных эрозионностойких покрытий на лопатки ГТД.

7. Наиболее перспективными методами для ремонта лопаток ГТД, которые отработали свой установленный ресурс, являются методы вакуумной ионно-плазменной обработки поверхностей и нанесение данными методами восстановливающих и защитных покрытий.

8. Ремонтные лопатки ГТД, содержащие очень тонкие, средние усталостные микротрешины и не очень глубокие микротрешины, полностью восстанавливаются в процессе КИБ-обработки и последующего зарашивания трещин нанесением на ее поверхность толстого (15 мкм) покрытия из материала лопатки (титана).

1. Вульф Б.К., Ромадин К.П. Авиационное материаловедение. — М.: Металлургия, 1962. — 225с.
2. Мочан Б.А., Малащенко И.С. Жаростойкие покрытия, осаждаемые в вакууме. — Киев: Наук. думка, 1983. — 232 с.

3. Application of ion-beam treatment in turbine blade production technology / Yu.D. Yagodkin, K.M. Pastuhov, S.A. Muboyadjyan, E.N. Kablov // Surface and Coatings Technology. — 1996. — 84. — P. 590–593.
4. Двухслойные теплозащитные покрытия металл-керамика, полученные электронно-лучевым осаждением за один технологический цикл / П.А. Шпак, Н.И. Гречанюк, В.А. Осокин, Е.Л. Пиюк // Порошковая металлургия. — 2007. — № 7/8. — С. 100–106.
5. Белан Н.В., Омельченко В.В., Прокопенко А.Л. Повышение эрозионной стойкости рабочих лопаток ГТД // Авиац. пром.-сть. — 1986. — № 10. — С. 26–31.
6. Эрозионностойкие многослойные покрытия на основе карбида и нитрида титана с пластичными прослойками / Е.В. Дабиж, А.А. Лещук, И.В. Бондарь, Н.Н. Борисова // Цільова комплексна програма НАН України «Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин» Сб. наук. стат. за результатами, отриманими в 2007–2009 pp. — Київ: Інститут електрозварювання ім. Є.О. Патона, 2009. — С. 626–633.
7. Растровая электронная микроскопия и рентгеновский микроанализ: В 2-х кн. / Дж. Гоулдстейн, Д. Ньюбери, П. Эчлин и др. — М.: Мир, 1984. — 303 с.
8. Вудраф Д., Делчар Т. Современные методы исследования поверхности. — М.: Мир, 1989 — 564 с.

ПРОЕКТ 8.7

Розробка технології і устаткування для контактного рельєфного зварювання деталей стрілкового перевода

УДК 621.791.763.2

ТЕХНОЛОГИЯ И ОБОРУДОВАНИЕ ДЛЯ КОНТАКТНОЙ РЕЛЬЕФНОЙ СВАРКИ ДЕТАЛЕЙ СТРЕЛОЧНОГО ПЕРЕВОДА

В.С. КУЧУК-ЯЦЕНКО, П.М. РУДЕНКО, В.С. ГАВРИШ, кандидаты техн. наук, А.А. НАКОНЕЧНЫЙ, инж.
(Ин-т электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины)

Описана технология и оборудование для контактной рельефной сварки деталей стрелочного перевода. Особенностью технологии является применение конусообразных рельефов на бонке и изменение усилия сжатия электродов в процессе сварки.

Ключевые слова: контактная рельефная сварка, регулируемое усилие сжатия, бонка, Т-образное соединение

При производстве железнодорожных стрелочных переводов в настоящее время используют дуговую сварку в углекислом газе. Однако это связано с большой трудоемкостью, низкой производительностью и значительными затратами вспомогательных сварочных материалов. В ИЭС им. Е.О. Патона разработана технология контактной рельефной сварки, которая позволяет снизить себестоимость изготовления деталей в несколько раз, получить практически равнопрочные тавровые соединения, гарантировать качество сварных соединений и повысить эксплуатационный ресурс сварной подложки на 20–25 %.

Особенностью предлагаемой технологии сварки бонки с подкладкой является формирование сое-

динения при регулируемом усилии сжатия, что обеспечивает стабильный нагрев, равномерную деформацию металла в твердожидком состоянии и соответственно высокую стабильность и качество сварки.

Сварка бонки с подкладкой относится к Т-образной рельефной сварке, при которой сварное соединение преимущественно формируется в твердой фазе благодаря интенсивной пластической деформации, и только при определенных условиях в зоне контакта возможно образование зоны литого ядра, однако и в этом случае механические свойства в значительной степени определяются зоной пластической деформации. Механические свойства и структура зоны пластической деформации зависят от скорости деформации и свойств металла рельефа. При этом скорость пластической деформации



Рис. 1. Структурная схема АСНИ

в свою очередь зависит от изменения плотности сварочного тока и давления в зоне фронта деформации. При традиционных режимах сварки с ростом диаметра ядра давление снижается, что приводит к тому, что скорость фронта плавления превышает скорость фронта деформации с неизбежным конечным выплеском расплавленного металла. Это не позволяет сформировать развитую зону сварки по всей площади контакта и является одной из основных проблем формирования Т-образного сварного соединения. В отличие от хорошо изученных процессов контактной точечной сварки до сих пор не существует алгоритма определения оптимальных технологических параметров режима Т-образной сварки.

Поскольку сварка натурных образцов бонки с подкладкой является трудоемким и энергоемким процессом, целесообразно на начальном этапе разработки технологии определить основные закономерности процесса на модельных образцах.

Для проведения технологических исследований был создан макетный образец сварочного оборудования, состоящий из контактной точечной машины МТ 2202, на которой установлены датчики основных параметров процесса, и автоматизированной системы научных исследований (АСНИ). Эта система предназначена для разработки технологии контактной рельефной сварки деталей стрелочного перевода, регистрации и контроля основных параметров режима и оценки качества сварных соединений. Целью технологических исследований было определение влияния формы циклограммы сжатия электродов на формирование таврового сварного соединения и оптимизация основных параметров режима (сила сварочного тока, время сварки и угол проточки рельефа на бонке).

Ранее в ИЭС им. Е.О. Патона разработаны и созданы компьютерные системы автоматизации научных исследований, но их технические характеристики и элементная база не удовлетворяют современным требованиям.



Рис. 3. Образец сваренной бонки с пластиной

Созданная АСНИ выполняет следующие функции:

- управление режимом сварки по заданной циклограмме;
- измерение мгновенных значений параметров режима (сварочного тока, напряжения между электродами, усилия сжатия электродов);
- первичную математическую обработку данных о протекании процесса сварки по каждой точке и вычисление обобщающих параметров;
- формирование баз данных о параметрах процесса для последующей статистической обработки;
- расчет математических моделей процесса для прогнозирования качества сварного соединения;
- контроль качества сварных соединений по совокупности параметров;
- техническую диагностику сварочной машины;
- тестовый контроль функционирования комплекса технических средств.

АСНИ (рис. 1) разработана на основе персонального компьютера (ПК), компьютерной системы управления контактной сварки (КСУ КС), контроллера ввода аналоговых сигналов (PSA04) и системы программного управления усилием сжатия (СПУУС).

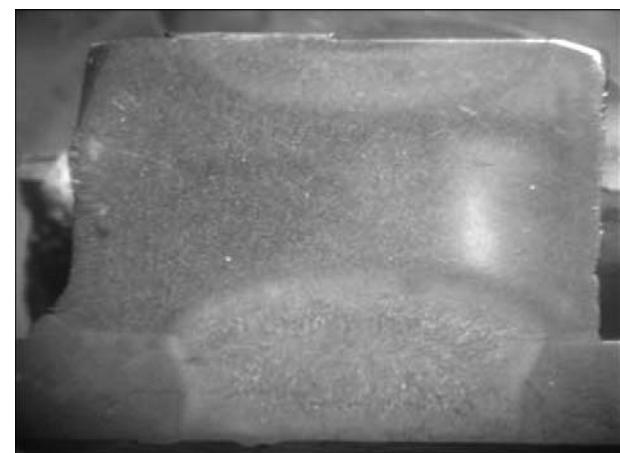


Рис. 4. Макрошлиф сварного соединения бонки с пластиной

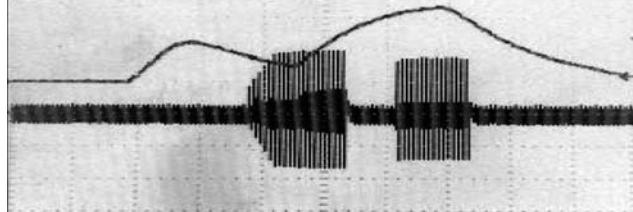


Рис. 2. Осциллограмма тока и усилия сжатия (верхняя кривая) в процессе сварки

Основной особенностью системы является то, что она позволяет задавать и осуществлять различные технологические циклы, а также изменять по программе как сварочный ток, так и усилие сжатия в процессе выполнения рельефной сварки (рис. 2). С помощью этой системы отрабатывалась технология сварки на модельных образцах (рис. 3, 4). В качестве модельных образцов были выбраны бонки диаметром 20 мм и высотой 25 мм, которые приваривали к пластинам толщиной 5 мм (материал — сталь 20). Геометрические, электро- и теплофизические параметры модельного образца подобны реборде стрелочного перевода.

В результате проведенных исследований было показано, что рельефная сварка с переменным усилием сжатия обеспечивает требуемое качество, что позволило разработать технологию рельефной сварки натурных образцов.

Поскольку натурные образцы деталей стрелочного перевода отличаются от модельных образцов в сторону больших размеров, то для разработки технологии рельефной сварки следовало выбрать подходящее оборудование и создать технологическую оснастку для сварки на контактной машине.

Для выбора сварочной машины в первую очередь необходимо определить требуемое значение сварочного тока, а также необходимые усилия сжатия электродов при сварке и ковке. В отличие от точечной сварки единые рекомендации по определению параметров режима рельефной Т-образной сварки отсутствуют. В то же время данные разных авторов по выбору сварочного тока хорошо согласуются друг с другом [1]. Предложена эмпирическая формула для ориентировочного определения сварочного тока, в которой ток пропорционален диаметру свариваемого стержня. Коэффициент пропорциональности $k = (1,2-1,6)$ в зависимости от жесткости режима. Исходя из изложенного выше и с учетом двух конических рельефов на поверхности бонки реборды значение сварочного тока должно быть в пределах 50–60 кА.

Сварочная машина должна обеспечить усилие сжатия электродов, равное 3000–4500 даН, повышенную жесткость станины и консолей, а также отсутствие поперечных смещений ползуна при его движении. Это необходимо для сохранения парал-

лельности электродных плит под давлением и равномерного распределения тока и усилия сжатия электродов между рельефами. Привод машины должен иметь хорошие динамические характеристики, а для сварки больших толщин — повышенное усилие для проковки. Электрическая часть машины и система управления должны обеспечить различные сварочные циклы, в том числе, регулируемое нарастание тока для предотвращения начальных выплесков, а также его пульсацию при отжиге.

Проведенный анализ показывает, что для сварки натурных образцов деталей стрелочного перевода наиболее подходящим является сварочный пресс типа МР-8001. Для этого пресса была разработана и изготовлена технологическая оснастка и электродная часть, которые позволяют сваривать бонки реборды стрелочного перевода с плитой толщиной 20–30 мм (рис. 5).

Токоподвод к бонке осуществляется с трех сторон, что обеспечивает тепловое равновесие в зоне сварки. Согласно расчетам для охлаждения электродов была разработана система водяного охлаждения. Расчетный расход воды составляет 20 л/мин. Температура сварочной оснастки при темпе работы ПВ=20 % не должна превышать 60 °C. В электродах предусмотрены каналы водяного охлаждения. Сварочная оснастка должна выдерживать усилие сварки в 50000 Н, поэтому электроды изготавливали из бронзы БрХ1, что позволяет выдерживать значительные механические и токовые нагрузки в условиях большой плотности тока без деформаций и подгаров. Конструктивно сварочная оснастка должна обеспечивать механическую фиксацию привариваемой бонки, трехсторонний токоподвод и равномерное охлаждение контура бонки в процессе сварки. Равномерный подвод тока и охлаждение критически важные при предотвращении выплесков расплавленного металла при сварке, что является основным источником возникновения дефектов и ухудшения механических свойств сварного соединения. Кроме того, оснастка должна обеспечивать перпендикулярность оси бонки к подложке. Непараллельность свариваемых поверхностей не должна превышать 0,2 мм.

В целях концентрации тока в условиях, когда подложка покрыта слоем окалины и ржавчины, нижняя часть сварочной оснастки спроектирована и изготовлена со специальным сферическим электродом и системой создания дополнительного давления в контакте электрод–подложка. Дополнительное давление необходимо для предотвращения подгара и диффузионной сварки электрода и покрытой окалиной подкладкой. Предыдущим импульсом тока окалина расплавляется и вытесняется из пятна контакта, не влияя на процесс сварки. Дополнительное усилие прижима электрода к подложке составляет 40 кН.

Влияние силы сварочного тока и удельных механических нагрузок на контактную поверхность

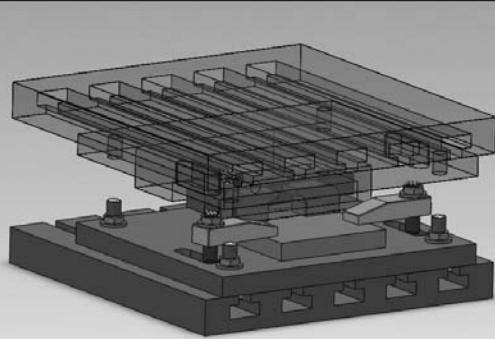


Рис.5. Технологическая оснастка для сварки натурных образцов

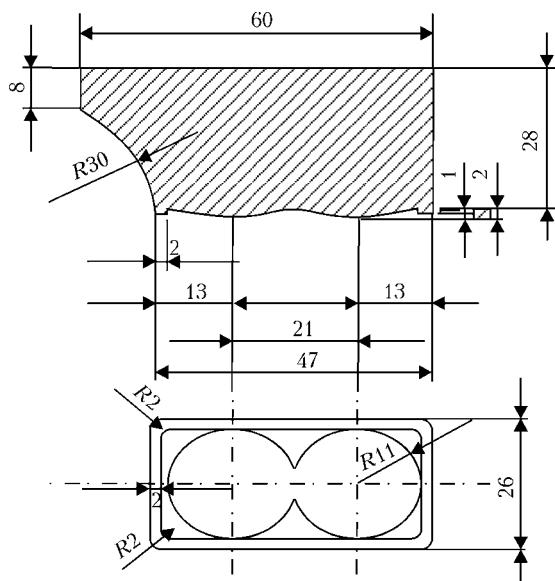


Рис. 6. Схема оптимизированной формы рельефа бонки

электрода аналогично влиянию их при точечной сварке, однако на центральную и посадочную часть электрода эти факторы влияют в большей степени [2].

Сварочная оснастка является универсальной и позволяет перенастраиваться под различные типы бонок и подложек.

Модернизация пресса МР-8001 заключалась в создании пневматической схемы на основе пропорционального клапана МРРЕ-3-1/2-10. Последний включен последовательно со штатным пневмораспределителем, что позволяет, не меняя системы управления пневмосети сварочной машины, изменять давление в цилиндре во время цикла сварки за счет регулируемого напряжения от отдельной системы управления.

При Т-образной рельефной сварке в связи с неравномерностью распределения плотности тока и теплоотвода трудно достичь необходимого формирования сварного соединения. Поскольку решающее значение при сварке деталей большого сечения имеют геометрические параметры рельефа, форма и размеры рельефа, то оптимизация этих параметров имеет большое значение.

В ряде случаев отсутствие запаса мощности сварочного оборудования вынуждает проводить сварку на мягких режимах с низкой плотностью тока и большим временем сварки, что приводит к существенному перегреву бонки и образованию таких дефектов, как подрезы в периферийной зоне сварки. Кроме того, бонка имеет не осесимметричную форму, что вынуждает использовать несколько рельефов для получения сварного соединения по всей площади сварки. Расстояние между рельефами меньше оптимального и рекомендованного в литературных источниках [3–5], что дополнительно усложняет оптимизацию процесса сварки.

В ходе проведенных исследований были исполь-



Рис. 7. Натурный образец, сваренный рельефной сваркой
зованы различные формы рельефов, рекомендуемые в литературных источниках.

С целью получения зоны сплавления по всей свариваемой площади с формированием литого ядра в центральной части и перемешиванием металла даже при наличии окалины, ржавчины, других загрязнений разработан вариант рельефа с двумя конусами с ограничительным буртиком (рис. 6).

В процессе нагрева оба конуса деформируются, а ограничительный буртик удерживает расплавленный металл от выплесков и, деформируясь, образует зону пластической деформации вокруг литого ядра. Такая форма рельефа позволяет проводить сварку даже по слою ржавчины, окалины, а также обеспечивает стабильное качество и высокие механические свойства сварных соединений.

Вследствие влияния буртика на формирование Т-образного соединения зона, где примыкает подшва рельса, прямоугольная и чистая от деформированного металла, что необходимо по техническим условиям производства (рис. 7).

В результате проведенных экспериментов установлено, что оптимальным режимом сварки является режим, при котором сила сварочного тока составляет 34,2 кА, время сварки 2,4 с, нарастание сварочного тока от нуля до номинального значения составляет 0,2 с, а угол проточки — 155°. Дальнейшие эксперименты проводили с различными градиентами роста и убывания усилия сжатия для определения оптимальной формы циклограммы сварочного давления и его влияния на формирование сварного соединения.



Рис. 8. Макрошлиф сварного соединения бонки с подкладкой

Установлено, что оптимальной является циклограмма с ростом усилия сжатия от 3200 до 4200 даН на протяжении цикла сварки. При этом диаметр зоны сплавления и глубина проплавления составляют 25 и 7 мм соответственно, что на 12 и 25 % больше, чем при сварке с постоянным усилием сжатия.

Металлографический анализ показывает, что на периферии зоны пластической деформации структура металла представляет собой ферритное поле с островками бесструктурного мартенсита, что свидетельствует о нагреве до температур, не намного превышающих A_{c_1} с большой скоростью и охлаждением (рис. 8). Ферритное поле имеет микротвердость HV 160–180, островки мартенсита с микротвердостью HV 750–800 окружены каймой бейнита (HV 350–400). Такой характер структур свидетельствует, что металл, двигаясь в процессе пластической деформации, весьма короткое время находился выше температуры $\alpha \rightarrow \gamma$ -перехода. Структура металла всех участков периферии зоны отличается несущественно. Зона пластической деформации образца с управляемой циклограммой давления имеет большую ширину и меньшее количество неметаллических включений, чем образец, сваренный при постоянном давлении.

Выводы

1. Для рельефной сварки натурных образцов деталей стрелочного перевода целесообразно исполь-

зовать сварочный контактный пресс типа МР-8001 с компьютерной системой управления и модернизированной пневмосистемой на основе пропорционального клапана.

2. Оптимизированная форма и размеры рельефа, а также разработанный режим сварки с нарастающим усилием сжатия позволили получить скорость фронта деформации на уровне скорости фронта плавления металла в контакте, что обеспечило получение сварного соединения бонки с подкладкой с требуемыми механическими характеристиками.

3. Результаты исследований будут использованы при разработке эскизного проекта специализированного технологического оборудования и корректировке технологии рельефной сварки реборды с подкладкой стрелочного перевода по условиям производства на Днепропетровском стрелочном заводе.

1. Гиллевич В.А. Технология и оборудование рельефной сварки. — Л.: Машиностроение, 1976. — 152 с.
2. Козловский С.Н. Основы теории и технологии контактной точечной сварки. — Красноярск: СибГАУ, 2003. — 384 с.
3. Zhang H., Senkara J. Resistance welding. Fundamentals and applications. — Boca Raton, 2006. — 239 p.
4. Tang H., Hou W., Hu S.J. Forging force in resistance spot welding // J. Eng. Manufacture. — 2002. — 216 p.
5. Гиллевич В.А. О выборе соотношений между нормальными значениями усилия электродов и сварочного тока в машинах рельефной сварки. — М.: Машиностроение, 1970. — 26 с.

ПРОЕКТ 8.8

Розробка технологій і зварювальних матеріалів для ремонту обладнання гідроагрегатів Кременчуцької ГЕС з метою підвищення їх надійності і подовження ресурсу експлуатації

УДК 621.791.92

ИССЛЕДОВАНИЕ И УСОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ РЕМОНТНОЙ НАПЛАВКИ РАБОЧЕЙ ПОВЕРХНОСТИ ОБЛИЦОВКИ КАМЕР РАБОЧЕГО КОЛЕСА ГИДРОАГРЕГАТОВ

Академик НАН Украины К.А. ЮЩЕНКО, Ю.Н. КАХОВСКИЙ, А.В. БУЛАТ,
Р.И. МОРОЗОВА, А.В. ЗВЯГИНЦЕВА, кандидаты техн. наук, В.И. САМОЙЛЕНКО, инж.
(Институт электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины)

Изучена взаимосвязь структурной и химической неоднородности в переходной зоне между низкоуглеродистой сталью и высоколегированным наплавленным металлом в зависимости от типа последнего и значения сварочного тока.

Ключевые слова: ручная дуговая сварка покрытыми электродами, низкоуглеродистая сталь, высоколегированный наплавленный металл, переходная зона, структурная и химическая неоднородность, мартенсит, микротвердость, трещины, коррозия

В энергетическом и химическом машиностроении широко применяют сварные соединения разнородных сталей. Их работоспособность в значительной степени определяется состоянием металла переходной зоны (его структурной и химической неоднородностью), которая при эксплуатации конструкций в результате воздействия повышенных температур и давления, циклических механических нагрузок, термоциклирования и агрессивных сред претерпевает деградацию в зоне сплавления с основным металлом.

На действующих предприятиях нефтехимической промышленности и энергетики ремонтные работы проводят с использованием различных видов дуговой сварки. Так, в гидроэнергетике для обеспечения мощности агрегатов проводят ремонт повреждений из нержавеющей стали облицовки камеры рабочего колеса (КРК) из стали Ст.Зсп путем восстановления ее проектных размеров и последующей наплавки на рабочую поверхность высоколегированного кавитационно- и коррозионностойко-

го слоя металла. Чаще всего наплавку облицовки выполняют электродами ЦЛ-11 типа Э-08Х20Н9Г2Б.

В ходе исследований фрагментов металла облицовки КРК одного из гидроагрегатов нами установлено, что разрушение коррозионностойкого слоя, наплавленного электродами ЦЛ-11, происходит путем образования в нем трещин (рис. 1, *a*, *b*), отслоений, а также коррозии (рис. 1, *б*). Химический состав основного и наплавленного металла приведен в табл. 1.

Основные закономерности, определяющие неоднородность химического состава и структуры в зоне сплавления разнородных металлов, связывают с появлением участков с условным названием «кристаллизационные прослойки» [1–3].

Настоящая работа посвящена исследованию возможностей минимизации структурной неоднородности в зоне сплавления за счет вариации состава наплавленного металла и значения сварочного тока.

Однослойные наплавки выполняли опытными электродами типа Э-10Х28Н14Г2 диаметром 3 мм на пластины из низкоуглеродистой стали (Ст.Зсп) при изменении $I_{\text{св}}$ в пределах 80–140 А. Металлографические исследования проводили на шлифах с оценкой микротвердости структурных составляю-

Таблица 1. Химический состав основного и наплавленного металла, мас. %

Материал	Cr	Ni	Mn	Si	C	Nb
Основной металл Ст.Зсп	0,05	0,04	0,50	0,179	0,16	–
Наплавленный металл электродом типа Э-08Х20Н9Г2Б	19,5	9,2	1,0	0,95	0,07	1,38

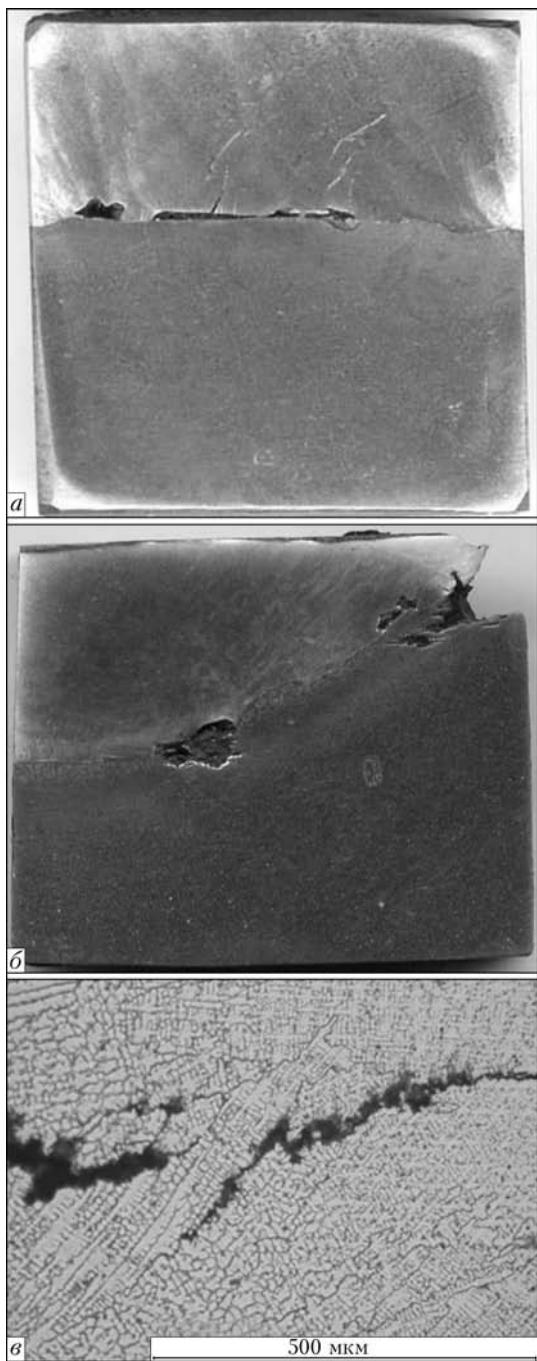


Рис. 1. Вид повреждений металла облицовки КРК из стали Ст.Зсп высоколегированным наплавленным электродом типа Э-08Х20Н9Г2Б: а, б – коррозия на границе сплавления; в – трещины в наплавленном металле по границам зерен

ших. Количество магнитной фазы в высоколегированном металле определяли с помощью ферритометра «FERRITGEHALT-MESSER 1.053». Микроструктуру наплавленного металла изучали на микроскопе «Neophot-32». Для оценки структурной неоднородности в переходной зоне определяли микротвердость (ГОСТ 9450–76 и 10717–75) при нагрузке 100 г. Данные о химическом составе металла переходной зоны получали с помощью энергодисперсионного рентгеновского микроанализатора микроскопа «Camskan».

В ходе металлографических исследований установлено, что в металле шва, наплавленном опыт-

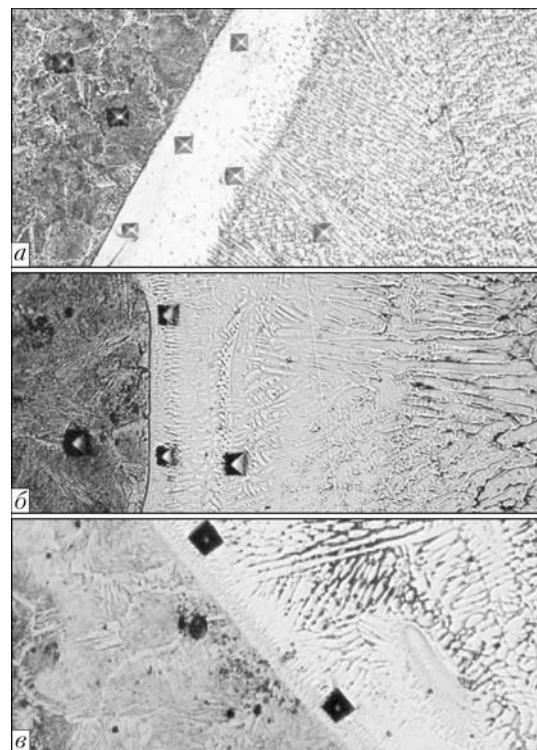


Рис. 2. Микроструктуры ($\times 200$) наплавленного металла, выполненного электродами типа Э-10Х28Н14Г2 на стали Ст.Зсп, в зависимости от сварочного тока: а – $I_{\text{св}} = 80-90$; б – 100–110; в – 130–140 А

ными электродами, и зоне сплавления трещины отсутствуют.

Изменения микроструктуры (рис. 2) и микротвердости наплавленного металла в зависимости от сварочного тока приведены в табл. 2.

Переходная зона включает границу раздела между основным и высоколегированным металлом переменного состава (рис. 3). Профиль переходной зоны выявляли комбинированными химическим и электролитическим травлением основного низкоуглеродистого металла и высоколегированной наплавки. Установлено, что ее ширина колебается в пределах 2–100 мкм. Отметим, что эти данные хорошо согласуются с результатами работы [4], в которой Г.Л. Петровым предложена «гидродинамическая модель турбулентного потока в узкой зоне».

На рис. 3 видно, что при увеличении $I_{\text{св}} = 110$ А и выше до 130 А профиль переходной зоны имеет волнообразную форму. Одновременно наблюдаются изменения по структурной неоднородности переходной зоны наплавок, выполненных опытным электродом типа Э-10Х28Н14Г2. Как видно из табл. 2, при $I_{\text{св}} = 80-90$ А микротвердость всех участков переходной зоны составила 1595–2580 МПа, кроме одного (III участка), где она достигла 3050 МПа. В связи с этим в участке повышенной твердости (рис. 2, а) с помощью энергодисперсионного анализатора определили содержание легирующих элементов (табл. 3). Концентрация никеля вблизи линии сплавления составила 7,85, а хрома – 15,16 мас. % соответственно. Таким образом, микроструктура переходной зоны

Таблица 2. Влияние сварочного тока на структуру и микротвердость наплавленного металла и зоны сплавления, выполненного электродом Э-10Х28Н14Г2 на стали Ст.3сп

$I_{\text{св}}$, А	Микротвердость, МПа			Микроструктура наплавки
	зона сплавления	середина наплавки	верх наплавки	
80–90	1595–2580	1688–1760	1875–1940	Аустенит + феррит
110–130	1942–3840*	1900–2120	1900–2200	Аустенит (в зоне сплавления) + мартенсит*

* — мартенсит переходной зоны.

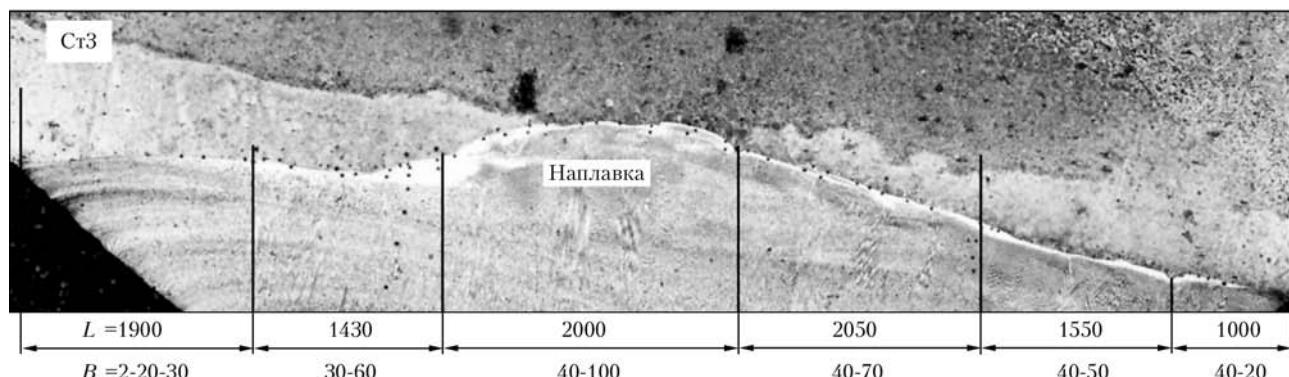


Рис. 3. Микроструктура панорамы ($\times 50$) переходной зоны наплавок (L — длина, мкм; B — ширина, мкм), выполненные опытным электродом типа Э-10Х28Н14Г2 на стали Ст.3сп при $I_{\text{св}} = 110$ –130 А

наплавки, выполненной при $I_{\text{св}} \approx 80$ –90 А, представляет собой аустенит + феррит ~3–5 %. При этом содержание хрома вблизи линии сплавления составило 15,2–14,9 мас. %, что обеспечивает достаточную коррозионную стойкость металла.

При увеличении $I_{\text{св}}$ до 100–130 А в переходной зоне (см. рис. 2, б, в) со стороны высоколегированного металла наблюдается повышение микротвердости до 1942–3840 МПа. Содержание легирующих элементов в металле переходной зоны следующее: до 12,44 Cr, 6,86 Ni, 1,51 Mn мас. %,

т.е. наряду с аустенитом в металле переходной зоны образовывалась фаза с мартенситной составляющей.

Таким образом, повышение сварочного тока выше 90 А усиливает структурную и химическую неоднородность металла переходной зоны, что может вызвать и снижение его коррозионной стойкости, а в дальнейшем инициировать разрушение металла при эксплуатации.

В результате проведенных исследований при осуществлении ремонтной наплавки коррозионно-

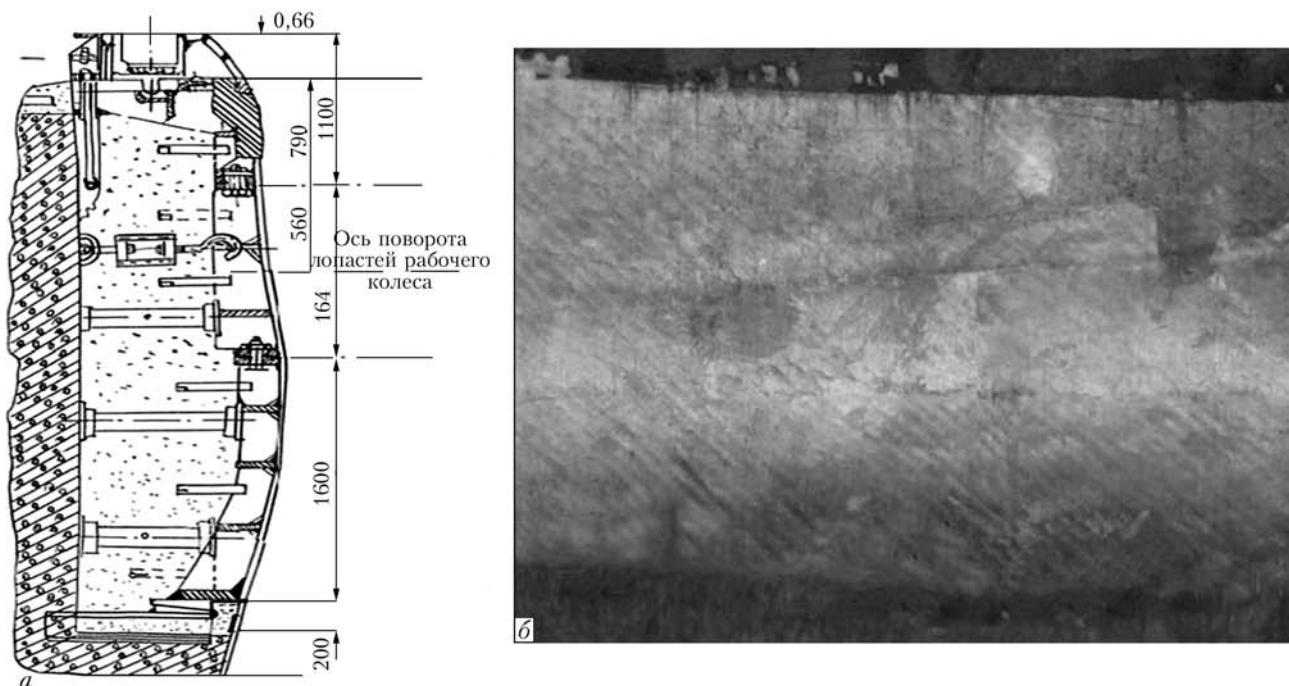


Рис. 4. Схема поверхности КРК после ремонта (а) и шлифовки (б), выполненной опытным электродом АНВ-70БГ, на Кременчугской ГЭС

Таблица 3. Данные рентгеноспектрального анализа содержания легирующих элементов (мас. %) в металле переходной зоны (III участок) между наплавленным металлом электродом типа Э-10Х28Н14Г2 и сталью Ст.Зсп при $I_{cb} = 80\text{--}90$ А

№ п/п	Si	Cr	Mn	Fe	Ni
1	0,16	0,67	0,36	98,81	—
2	0,5	15,16	1,47	75,01	7,85
3	0,76	18,75	2,46	67,09	10,93
4	0,98	26,67	2,75	53,51	16,09

и кавитационностойких слоев металла на рабочую поверхность облицовки КРК гидроагрегатов рекомендованы оптимальные режимы и технологии сварки новыми специальными электродами типа Э-10Х28Н14Г2, обеспечивающими более высокое качество ремонта и длительную работоспособность, чем электроды ЦЛ-11.

Испытания образцов наплавленного металла электродом АНВ-70БГ (рис. 4) и ЦЛ-11, проведенные на испытательных стендах лаборатории гидрогазовых систем Национального авиационного университета, показали, что кавитационная износостойкость наплавленного металла электродов АНВ-70БГ в 2 раза выше, чем электродов ЦЛ-11, а гидроабразивная износостойкость — на 10 %.

Выводы

1. Разрушение металла, наплавленного электродами ЦЛ-11 типа Э-08Х20Н9Г2Б на рабочую поверхность облицовки КРК гидроагрегатов из стали Ст.Зсп, обусловлено образованием в переходной зоне мартенситной фазы, инициирующей корро-

Таблица 4. Данные рентгеноспектрального анализа содержания легирующих элементов (мас. %) в металле переходной зоны (I участок) между наплавленным металлом электродом типа Э-10Х28Н14Г2 и сталью Ст.Зсп при $I_{cb} = 130$ А

№ п/п	Si	Cr	Mn	Fe	Ni
1	0,15	—	0,61	99,24	—
2	0,45	12,44	1,51	78,74	6,86
3	0,64	19,69	1,71	66,14	11,81
4	0,44	24,09	2,76	60,15	11,19

зию, растрескивание и отслоение высоколегированного слоя.

2. Риск образования мартенсита в переходной зоне и последующее разрушение наплавленного слоя можно избежать при использовании электродов типа Э-10Х28Н14Г2, ограниченный диаметра электродов и сварочного тока (не более 90 А).

3. Для ремонтной наплавки коррозионно- и кавитационностойкого слоя металла на рабочие поверхности облицовки из стали Ст.Зсп КРК гидроагрегатов разработаны новые сварочные электроды АНВ-70БГ типа Э-10Х28Н14Г2, обеспечивающие высокую коррозионную и кавитационную стойкость наплавленного металла, длительную работоспособность и эксплуатационный ресурс.

1. Готальский Ю.Н. Сварка разнородных сталей. — Киев: Техника, 1981. — 184 с.
2. Земзин В.Н. Сварные соединения разнородных сталей. — М.: Машиностроение, 1966. — 232 с.
3. Фролов К.В., Патон Б.Е., Белянин П.Н. Машиностроение: Энциклопедия: Т. III–IV. — М.: Машиностроение, 2006. — 768 с.
4. Павлов И.В., Антонец Д.П., Готальский Ю.Н. К вопросу о механизме образования переходного слоя в зоне сплавления разнородных сталей // Автомат. сварка. — 1980. — № 7. — С. 5–7.

ПРОЕКТ 8.9

Розробка технологій відновлення зношених робочих органів дробильно-роздмелявальних машин з використанням рідкого металу та висококонцентрованих джерел енергії

УДК 621.926:65.014.1

ТЕХНОЛОГІЇ ВІДНОВЛЕННЯ ЗНОШЕНИХ РОБОЧИХ ОРГАНІВ ДРОБИЛЬНО-РОЗМЕЛЮВАЛЬНИХ МАШИН

В.П. ЛИХОШВА, д-р техн. наук, **О.А. ПЕЛІКАН**, наук. співроб., **О.П. ШАТРАВА**, канд. техн. наук,
Л.М. ДЮК, зав. сектору

(Фізико-технологічний ін-т металів та сплавів НАН України)

Представлено результати дослідження процесу окиснення вуглецевих і низьколегованих сталей. Наведено оптимальний склад та методи нанесення захисних шлаків при реалізації процесів відновлення зношених робочих органів дробарок. Представлено результати дослідження впливу технологічних параметрів на формування переходних шарів біметалевих виливків. Наведено оптимальні технологічні параметри виготовлення біметалевих виливків на базі зношених деталей. Представлено оптимальні режими лазерного зміцнення робочих органів дробарок.

Ключові слова: біметалеві виливки, захисний шлак, температура, тверда заготовка, рідкий чавун, переходний шар, дифузія, робочий орган, дробарка, лазерне зміцнення, технологічні параметри, відновлення

Недостатня довговічність робочих органів молоткових, роторних і відцентрово-ударних дробильно-роздмелявальних машин, що використовуються для подрібнення високоабразивних природних мінералів у гірничо-рудній, металургійній, цементній промисловості, дорожньому будівництві, енергетичній та інших галузях, призводить до багатомільйонних збитків внаслідок різкого скорочення безремонтного терміну експлуатації обладнання та збільшення витрат на заміну відпрацьованих деталей. Зокрема, забезпечення потреб дорожнього будівництва України у кубоподібному щебені вимагає від виробників щорічного придбання майже 8 тис. т деталей дробарок. Причому значну частину виробів вітчизняні підприємства змушені закуповувати за кордоном, оскільки використовують переважно обладнання іноземних фірм. Тому проблема подовження терміну експлуатації дробильно-роздмелявальних машин на сьогодні є достатньо актуальною.

Перспективним напрямом розв'язання цієї проблеми є розробка високоефективних технологій відновлення зношених робочих органів дробарок. Накопичений досвід свідчить, що створення таких технологій можливо лише у випадку використання рідкого металу [1]. Разом з тим в процесі експлуатації має місце зношування не тільки робочих частин, а й інших конструкційних елементів деталей. Причому в деяких випадках вони виходять з ладу саме з цієї причини. Для зміцнення таких елементів доцільно використовувати локальну об-

робку поверхонь, зокрема, лазерне випромінювання як один з ефективних і продуктивних методів покращення фізико-механічних властивостей матеріалів.

В основу розробки технологій відновлення робочих органів дробарок покладено результати досліджень фізико-хімічних і тепломасообмінних процесів отримання біметалевих виливків вуглецева (низьколегована) сталь — зносостійкий чавун способом заливання рідкого металу на тверду заготовку, а також умов формування зносостійких зміцнених структур на поверхнях сталей під дією лазерного випромінювання.

Методи досліджень включали аналітичне оцінювання наявної інформації, термодинамічні розрахунки рівноваги хімічних реакцій, натурні експерименти на дослідних зразках, металографічний, мікрорентгеноспектральний і регресійний аналіз.

Характерною особливістю отримання біметалевих виливків на базі відпрацьованих деталей є утворення оксидних плівок на поверхні твердої сталевої заготовки під час її нагрівання. За результатами розрахунків ізобарно-ізотермічного потенціалу можливих реакцій окиснення вуглецевих (25Л, 30Л, 45Л) і низьколегованих (35ХГСЛ, 35ХМЛ, 30Х2МЛ, 30ХГТ, 35ХНЛ, 25ГСЛ) сталей встановлено, що внаслідок індукційного нагрівання в температурному інтервалі 1073–1423 К на поверхнях зазначених сталей утворюються твердофазні оксиди FeO , Fe_2O_3 , Fe_3O_4 , SiO_2 , MnO , Mn_3O_4 , Cr_2O_3 , MoO_3 , NiO , TiO_2 , Ti_2O_3 .

Оксидні плівки суттєво впливають на міжфазні процеси, перешкоджають дифузійні взаємодії металів і, як наслідок, значно ускладнюють формування якісної переходної зони між різними сплавами. Тому одержання біметалевих виливків з міцним дифузійним зв'язком між відновленим робо-

Таблиця 1. Методи нанесення, фракційний склад та питома витрата захисних шлаків

Метод нанесення на поверхню заготовки	Фракційний склад	Питома витрата, захисних шлаків, г/см ²	Примітка
Нагрівання заготовки у розплаві шлаку	—	0,1	Температура розплаву 900–1100 °C
Нанесення шлаку з використанням органічної з'язки	70 % — від 1,5 до 2,0 мм 30 % — пилоподібна фракція	0,075	Питома витрата кремнійорганічного лаку 0,02 г/см ²
Нанесення шлаку на поверхню заготовки, що нагрівається	Від 0,3 до 0,5 мм	0,1	—
Засипання шлаку на нагріту поверхню заготовки	50 % — від 1,0 до 1,5 мм 50 % — до 0,1 мм	0,04	—
Безперервна подача шлаку на поверхню заготовки, що нагрівається	Від 3 до 10 мм	0,25–0,3	—

ним шаром і металом-основою можливо лише за умови забезпечення надійного захисту поверхні заготовки від окиснення або її рафінування від окалини перед заливанням розплаву. Особливо велике значення останнім часом приділяється захисним покриттям на основі синтетичних шлаків, що мають відновлювальні властивості щодо оксидів. Одними з найважливіших вимог до таких шлаків є повна змочуваність поверхні металу та легка відокремлюваність при заливанні розплаву. Проведений аналіз показав, що зазначенім вимогам відповідають лише розплави боратів завдяки чіткій тенденції до різкого зниження в'язкості при зростанні температури [2].

На підставі вивчення фізико-хімічних і поверхневих властивостей боратних шлаків, а також їх киснепроникності встановлено, що біляевтектичний сплав бури $\text{Na}_2\text{B}_4\text{O}_7$ (60–80 %) і борного ангідриду B_2O_3 (10–30 %) з активними і стійкими домішками K_2ZrF_6 (4–6 %) та SiO_2 (2–6 %) забезпечує надійний захист поверхонь сталевих заготовок від окиснення під час їхнього попереднього нагрівання перед заливанням рідкого металу.

При дослідженні різних методів нанесення захисних шлаків (покриттів) на поверхню твердої заготовки в процесі її нагрівання перед заливанням рідкого металу дійшли висновку, що для шлакування заготовок за умов тривалої витримки при високих температурах найбільш доцільним є безперервне нанесення захисної плівки. Нанесення шлаку на горизонтальні поверхні заготовок є простою технологічною операцією. Натомість шлакування вертикальних поверхонь достатньо ускладнено і вимагає використання спеціальних кремнійорганічних лаків. Методи нанесення, фракційний склад та питома витрата захисних шлаків при реалізації процесів відновлення зношених деталей наведено в табл. 1.

Наступним етапом роботи стало вивчення особливостей тепломасообмінних процесів при отриманні біметалевих виливків з метою встановлення гранично допустимої глибини підплавлення твердої сталевої заготовки, розміру зони дифузійного перерозподілу легуючих елементів, товщини та

структурно-фазового складу переходіних шарів, що є необхідним для визначення оптимальних технологічних параметрів процесу відновлення зношених робочих органів дробарок.

В умовах отримання біметалевих виливків заливанням рідкого металу на попередньо нагріту тверду заготовку закономірності формування переходіних шарів визначаються наступними технологічними параметрами: співвідношенням маси рідкого металу до одиниці площині контактної поверхні твердої заготовки; температурою рідкого металу; температурою нагрівання твердої заготовки.

Одним з важливих критеріїв оцінювання якості дифузійного з'єднання сплавів біметалевих пар може бути температура, що установлюється на поверхні контакту при взаємодії рідкого металу з твердою заготовкою.

Кількісна закономірність впливу температур твердої сталевої заготовки $t_{c,3}$ та рідкого чавуну $t_{p,\text{ч}}$, а також співвідношення маси розплаву до одиниці площині поверхні заготовки на температуру контактної поверхні $t_{k,\text{пп}}$ (°C) має такий вигляд:

$$t_{k,\text{пп}} = 346,9 + 29,385 \frac{M_{p,\text{ч}}}{F_{k,\text{пп}}} + 0,5425 t_{c,3} + 0,011986 \frac{M_{p,\text{ч}}}{F_{k,\text{пп}}} - 0,0070857 \frac{M_{p,\text{ч}}}{F_{k,\text{пп}}} t_{c,3} - 0,4421 \left(\frac{M_{p,\text{ч}}}{F_{k,\text{пп}}} \right)^2, \quad R = 0,9373,$$

де $M_{p,\text{ч}}$ — маса рідкого чавуну, кг; $F_{k,\text{пп}}$ — площа контактної поверхні сталевої заготовки, м²; R — множинний коефіцієнт кореляції.

Взаємозв'язок між температурою kontaktної поверхні, співвідношенням маси рідкого чавуну до одиниці площині поверхні твердої заготовки та глибиною її підплавлення рідким металом має велике практичне значення для розрахунку технологічних режимів отримання біметалевих виливків у виробничих умовах. Встановлено, що глибина підплавлення твердої сталевої заготовки рідким чавуном при постійному співвідношенні маси розплаву до одиниці площині поверхні заготовки збільшується при підвищенні температури нагрівання заготовки, рідкого металу та контактної поверхні. Збільшен-

ня співвідношення маси рідкого чавуну до одиниці площини контактної поверхні твердої заготовки при постійному температурному режимі здійснює аналогічний вплив на підплавлення заготовки.

Аналіз результатів проведених натурних експериментів показав, що після встановлення фізичного контакту між твердою заготовкою і розплавом для всіх температурних режимів процесу виготовлення біметалевих виливків, при яких температура контактної поверхні нижче температури евтектичного перетворення чавуну, зварюваність останнього зі сталевою заготовкою відсутня. Якщо температура контактної поверхні дорівнює евтектичній температурі чавуну, має місце часткова зварюваність, попередній шар при цьому пористий з присутністю шлакових включенів. Утворення якісного переходного шару та повна відокремлюваність шлакової плівки забезпечуються за умови, коли температура контактної поверхні перевищує температуру евтектичного перетворення чавуну.

Таким чином, оптимальна температура попреднього нагрівання твердої сталевої заготовки повинна становити 1050 ± 50 , а температура заливання рідкого чавуну — 1450 ± 20 °С. При цьому температура контактної поверхні після заливання чавуну знаходитьться у межах від 1300 до 1360 °С, що на 60–120 °С перевищує температуру евтектичного перетворення чавуну.

На формування біметалевих виливків істотно впливають теплофізичні та фізико-хімічні умови отримання переходних шарів, однак детальне вивчення процесу утворення фізичного контакту і масопереенесення пов'язано з обґрутуванням закономірностей дифузійного перерозподілу легуючих елементів у зоні взаємодії рідкого металу з твердою заготовкою. Визначення цих закономірностей є важливим для встановлення температурно-часових параметрів технологій одержання біметалевих виливків на базі зношених деталей. Встановлено, що за умов присутності температурного градієнта при певних співвідношеннях температур рідкого металу, твердої заготовки і контактної поверхні спостерігається істотні відмінності в напрямку дифузійних потоків поблизу межі з'єднання для атомів легуючих елементів і вуглецю. При активному перебігу процесу кристалізації на поверхні заготовки напрямок міграції атомів вуглецю в зоні дифузійної взаємодії є протилежним напрямку міграції атомів легуючих елементів, що призводить до утворення зневуглецьованої безкарбідної зони, яка позитивно впливає на рівень пластичних властивостей переходного шару. В момент досягнення динамічної рівноваги між розчиненням твердої заготовки і кристалізацією розплаву починається процес дифузійного насичення сталевої основи легуючими елементами чавуну, кінетика якого визначається ефективними коефіцієнтами дифузії (табл. 2). Слід відзначити, що зона дифузійного перерозподілу атомів легуючих елементів у переходних шарах значно менше області фазових перетворень, що протікають у сталевій основі внаслідок термічного впливу.

Таблиця 2. Значення ефективних коефіцієнтів дифузії легуючих елементів у переходних шарах біметалової пари сталь 30Л–чавун 300Х20М2

Елемент, що дифундує	Глибина проникнення у сталь, мкм	Ефективний коефіцієнт дифузії $\cdot 10^{-10}$, см ² /с
Cr	1,2	1,5
Si	2,4	6,0
Mo	1,4	2,1
Mn	2,0	4,0

Таким чином, головним визначальним фактором процесу структуроутворення переходного шару є дифузія вуглецю і легуючих елементів із чавуну в сталь.

На рис. 1 представлено мікроструктуру переходного шару біметалевих виливків сталь 30Л–чавун 300Х20М2. Металографічні дослідження показали, що верхній шар сталі внаслідок $\gamma \rightarrow \alpha$ -перетворення являє собою хромистий перліт з вмістом вуглецю від 0,8 % з боку сталі (дисперсність 0,3; мікротвердість 3620 МПа) до 1,2 % з боку чавуну (дисперсність 0,5; мікротвердість 6150 МПа).

Між перлітним шаром і чавуном розташовується шар металу зі структурою хромистого фериту з мікротвердістю 5500 МПа та дисперсних карбідів, що виділяються вздовж перлітної зони як по межі зерен фериту, так і всередині них. За перлітним шаром розташований вузький шар зневуглецьованої до фериту (мікротвердість 1910 МПа) сталі, а за нею навуглецьована зона зі співвідношенням фериту до перліту (мікротвердість 2570 МПа) 50:50. За зоною навуглецованих розташована металева основа (сталь 30Л). Товщина переходного шару становить приблизно 85 мкм. Після термічної обробки мікроструктура переходної зони з боку сталі являє собою мартенсит і дрібні сфероїдизовані карбіди типу $(\text{Cr}, \text{Mo}, \text{Fe})_7\text{C}_3$, а з боку чавуну — дрібнодисперсний мартенсит та велику кількість дрібних карбідів, які затримують ріст зерна.

Результати виконаних досліджень дозволяють вирішити проблему відновлення зношених робо-

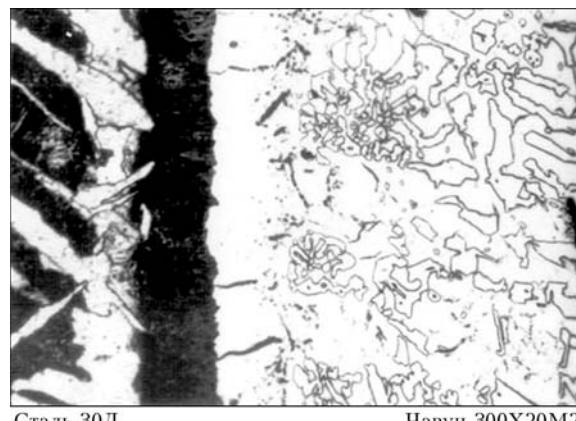


Рис. 1. Мікроструктура ($\times 200$) переходного шару біметалевих виливків сталь 30Л–чавун 300Х20М2

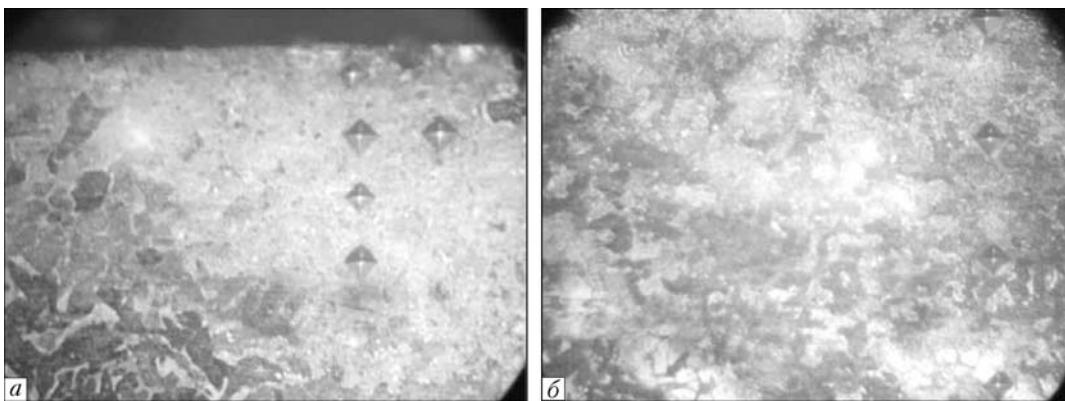


Рис. 2. Мікроструктури сталі 30Л ($\times 400$): а — зміцнений шар; б — зона термічного впливу, перехідний шар і вихідна структура

них частин деталей дробарок, зокрема молотків, зносостійким чавуном. Наступним важливим завданням є зміцнення сталевої основи молотка, яка також піддається зношенню в процесі експлуатації. Особливо велике значення має зміцнення «шийки», оскільки її зношування може привести до руйнування молотка.

Формування зносостійких зміцнених структур на поверхнях вуглецевих і низьколегованих сталей являє собою складний термомеханічний процес, характер перебігу якого визначається теплофізичними властивостями оброблюваного матеріалу, енергетичними параметрами лазерного випромінювання і технологічними характеристиками обробки. Всі ці фактори впливають на розміри зміцненого шару, продуктивність процесу, якість та експлуатаційні властивості сформованих поверхонь матеріалів.

В результаті дії лазерного випромінювання на поверхневі шари зразків з вуглецевих і низьколегованих сталей у всіх випадках утворювалась зона термічного впливу, а також, коли для цього вистачало потужності лазерного випромінювання, зона оплавлення.



Рис. 3. Відновлений робочий орган молоткової дробарки СМД-147

Вихідна структура сталей внаслідок лазерної термічної обробки зазнавала суттєвих змін. Оброблена поверхня складається з двох основних шарів (рис. 2). Перший шар — світлий з підвищеною мікротвердістю, що погано травиться кислотою, другий — перехідний від першого шару до вихідної структури.

Висока твердість першого шару свідчить про те, що в ньому під час надшвидкого охолодження (понад 10^5 К/с) відбуваються мартенситні перетворення. Другий шар складається з фериту та мартенситу. Останній утворився на місці попередніх перлітних зерен. Така структура характерна для доефектоїдних сталей при неповному загартуванні. Підвищення твердості феритних зерен можна пояснити тим, що під дією лазерного випромінювання аустеніт утворюється в першу чергу на межі блоків мозаїки фериту, які мають підвищену кількість вуглецу. Під час охолодження в цих місцях утворюється мартенсит, що і приводить до підвищення твердості феритних зерен.

У зв'язку з описаними вище структурно-фазовими перетвореннями мікротвердість усіх сталей, що піддавали обробці, у поверхневих шарах підвищувалась у 3–5 разів.

За результатами структурно-фазового аналізу та вимірювань мікротвердості зміцнених шарів вуглецевих і низьколегованих сталей можна зробити висновок, що розміри і мікротвердість цих шарів при однакових умовах лазерної обробки залежать від кількості вуглецу в матеріалі. Зокрема, зі збільшенням кількості вуглецу глибина і мікротвердість зміцненого шару суттєво збільшуються.

Таким чином, оптимальні параметри лазерної обробки, що дозволяють отримати зміцнений шар глибиною від 0,8 до 1,0 мм і ширину 4 мм у всіх досліджуваних стальях такі: потужність лазерного випромінювання — від 600 до 800 Вт; діаметр плями фокусування лазерного випромінювання — 4 мм; швидкість руху лазерного променя відносно оброблюваної поверхні — 1,1 см/с.

Одержані результати покладено в основу розробки технологічного процесу відновлення зношених робочих органів дробильно-розмелювальних машин. За визначеними оптимальними технологіч-

ними параметрами виготовлено партію біметалевих виливків на базі зношених деталей (рис. 3) молоткової дробарки СМД-147 і проведено їхнє дослідно-промислове випробування на ПАТ «Калинівський завод «Будперліт» при подрібненні перлітового каменю.

Результати випробувань засвідчили збільшення ресурсу відновлених робочих органів у 2,8 раза.

Таким чином, поєднання традиційних прийомів ливарної технології, методів дифузійного з'єднання рідкого металу з попередньо нагрітою твердою

заготовкою та лазерного зміцнення поверхонь деталей дозволяє отримати значні технічні та економічні результати, найбільш важливим з яких є істотне збільшення ресурсу відновлених робочих органів дробарок.

1. Износостойкие биметаллические отливки на основе сплавов железа / Г.Д. Костенко, С.А. Болгар, О.А. Пеликан, Д.Г. Костенко // Металл и литье Украины. — 1998. — № 9/10. — С. 30–33.
2. Фрумин Е.И. Нагрев стали в синтетических шлаках. — Киев: Техника, 1973. — 129 с.

ПРОЕКТ 8.10

Розробка методології визначення ступеня вичерпання реального ресурсу лопаток газотурбінних установок з урахуванням експлуатаційних термомеханічних пошкоджень і чинників, обумовлених технологіями відновлюваного ремонту

УДК 621.791:620.9

ОЦЕНКА УСТАЛОСТНОГО РЕСУРСА ДЕТАЛЕЙ НА РАЗНЫХ СТАДИЯХ ЭКСПЛУАТАЦИОННОГО ПОВРЕЖДЕНИЯ И ПОСЛЕ ПОСЛЕДУЮЩЕГО ПРИМЕНЕНИЯ РЕМОНТНЫХ ТЕХНОЛОГИЙ

Г.В. ЦЫБАНЁВ, Б.А. ЛЯШЕНКО, доктора техн. наук, К.П. БУЙСКИХ, канд. техн. наук, А.И. НОВИКОВ, мл. науч. сотр.
(Институт проблем прочности им. Г.С. Писаренко НАН Украины)

Рассмотрены модели, алгоритмы, а также результаты аналитических и численных расчетов НДС элемента лопатки ГТУ с учетом деградации поверхностных слоев, обусловленной действием циклических термомеханических нагрузок и коррозионно активного высокотемпературного газового потока. Показаны возможности предложенных подходов для оценки эффективности возможных ремонтных технологий.

Ключевые слова: ремонт, ресурс, детали ГТД, механические свойства, расчетные модели

В зависимости от назначения и условий эксплуатации конструкции, изделия, машины и сооружения подвергаются температурно-силовому и химическому воздействию различной интенсивности, что приводит к накоплению повреждений и снижению способности материала изделий выдерживать эксплуатационную нагрузку. Корректный мониторинг состояния элементов конструкций позволяет во многих случаях своевременно оценить степень поврежденности и выполнять их замену при выработке ресурса. Однако значительная стоимость этих элементов для отдельных изделий, включая стационарные и транспортные энергоустановки, делает более целесообразным применение ремонтных технологий [1]. Как перед ремонтом, так и после него необходима оценка ресурса изделия: в первом случае — для определения его необходимости, во втором — для оценки эффективности. Анализ

имеющихся публикаций по этой проблеме показывает необходимость дальнейших разработок в этом направлении, так как для сложногруженных элементов, в частности, газотурбинных двигателей (ГТД), имеющиеся данные по определению и продлению ресурса изделий имеют ограниченный характер. Во многих случаях ограничиваются рекомендациями по применению неразрушающих методов контроля для косвенной оценки выработки ресурса. Ниже представлен один из подходов к решению проблемы. Рассмотрена модель элемента конструкции с разной степенью повреждения поверхности материала в состоянии до и после ремонта. Поврежденный и восстановленный материалы представлен в виде слоистого композита с различными свойствами слоев. Далее рассчитывается напряженно-деформированное состояние (НДС) элемента и его долговечность при циклическом воздействии нагрузки.

Изменение свойств термостойких сплавов под воздействием высокотемпературного газового по-

Механические и физические характеристики сплава ЭК-9 ВД

Температура испытаний, °C	$\sigma_{0,2}$, МПа	σ_b , МПа	δ , %	ψ , %	a , кДж/м ²
20	750	850	2,0	5,0	150
700	700	800	2,0	6,0	180
800	630	720	4,0	8,0	180
900	500	550	6,0	12,0	220
950	410	500	6,0	12,0	250

тока. Применительно к высокотемпературным элементам ГТД принципиальной является оценка влияния деградированного поверхностного слоя материала на НДС. Областями концентрации действия температурно-силовых и коррозионно-эрзационных факторов являются поверхностные слои материала. Поэтому для реальной оценки выработанного ресурса необходимым является поиск количественных связей между степенью деградации структуры, изменением свойств материалов и НДС элемента конструкции [2, 3].

Результаты экспериментального исследования повреждаемости и кинетики трещин термической усталости на клиновидных образцах, подверженных термоциклическому воздействию высокотемпературного газового потока, показали, что для деградированного слоя (ДС) характерна неравномерность окисления по глубине слоя, зависящая, прежде всего от наработки. Так, после наработки 4000 циклов глубина слоя составила 40–110 мкм, а в отдельных случаях наблюдались локальные коррозионные участки с поверхностным сколом, проникающие на глубину более 300 мкм. Этот слой разделяется на наружный, с более плотной структурой, и внутренний подслой, граничащий с матрицей исследуемого сплава.

В исходном состоянии материал (матрица) представляет собой сплав ЭК-9, характеристики которого в зависимости от температуры представлены в таблице и рис. 1. Приведенные зависимости механических характеристик основного материала и материалов ДС (слоя, обедненного γ' -фа-

зой (кривая 2) и оксидного слоя (кривая 3)), использованы при расчете НДС.

Расчетная модель усталости материала с деградированными и отремонтированными поверхностными слоями. Для создания расчетной модели материала с измененными свойствами поверхностных слоев рассмотрим ее геометрическую и деформационную схемы. Модель конкретизируется применительно к рабочей лопатке турбины ГТД, сечения которой имеют несимметричный выпуклово-вогнутый контур с изменяющейся по длине лопатки толщиной. Поэтому для выделения в модели основной роли особенностям деформирования в процессе эксплуатации и в послеремонтный период поверхностных слоев материала лопатки рассматривается упрощенный объект в виде прямоугольного сечения единичной толщины с поверхностными слоями, усталостные и циклические неупругие свойства которых изменяются. В общем случае на объект исследования действуют 6 силовых факторов, однако, основными силовыми факторами, приводящими к предельному состоянию, являются M_{iz} — изгибающий момент в плоскости наименьшего сопротивления и F_C — центробежная сила, возникающая в результате вращения турбины. В модели рассматривается НДС от воздействие M_{iz} , так как усилие F_C может быть учтено известными соотношениями для учета влияния асимметрии цикла. Кроме того, реальное НДС лопатки, учитывающее ее геометрию и возможное наличие крутящего момента относительно продольной оси, может быть определено с применением численных методов, в которых используются соотношения свойств поверхностных слоев, взятые в соответствии с решениями по модели [4]. Зная НДС и данные для оценки усталостных характеристик слоев, можно определить усталостный ресурс слоистого элемента. Особенностью модели, кроме слоистости поверхности, является необходимость учета кинетики свойств слоев материала как результата эксплуатационной наработки. Для этого используется изменение величины неупругой циклической деформации в процессе циклического

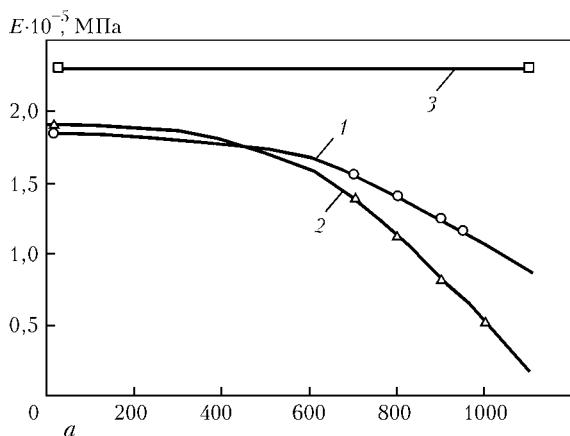
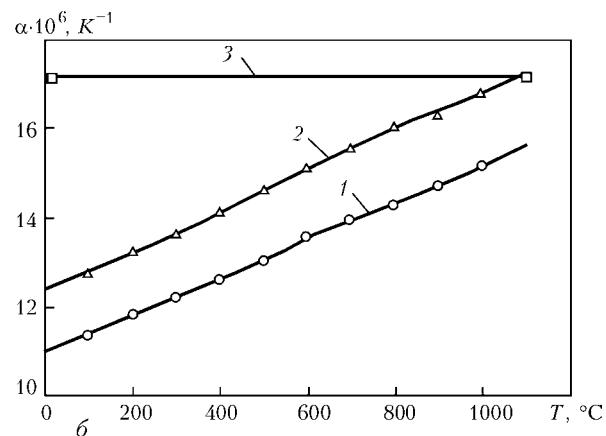


Рис. 1. Зависимость модуля упругости I рода E (а) и коэффициента температурного расширения α (б) от температуры. Кривые 2, 3 – слои, составляющие ДС, 1 – матрицу (1 – сплав ЭК-9; 2 – обедненный γ' -фазой слой XH60ВТ; 3 – оксидный слой NiO)



деформирования и вводится понятие коэффициента повреждения.

Для аналитического описания диаграмм циклического деформирования (ДЦД), используемых при упругопластическом расчете НДС, наиболее часто используют диаграмму с нелинейной зависимостью напряжения от деформации (Огуда–Рамберга).

Это уравнение ДЦД не учитывает изменения локальной циклической пластичности в результате усталостного повреждения (выражающееся в упрочнении или разупрочнении материала) в процессе циклического нагружения, что сказывается на точности определения НДС и, соответственно, ресурса. Поэтому, как и в модели исчерпания пластичности [4], уравнения необходимо модернизировать составляющей (названной коэффициентом повреждения K), учитывающей изменение неупругих свойств материала в процессе циклической наработки. Тогда

$$\varepsilon_a(\sigma_a, K) = \frac{\sigma_a}{E} + \left(\frac{\sigma_a}{E_k} \right)^k K, \quad (1)$$

где σ_a — амплитуда напряжения; E_k — коэффициент циклической прочности; k — коэффициент циклического деформационного упрочнения.

Используя коэффициент повреждения K можно описать как идеально упругий материал (при $K = 0$), так и материал с идеальной пластичностью (при $K = \infty$). В реальных материалах его величина может изменяться в пределах от 0 до 5 — для циклически разупрочняющихся материалов и от 2 до 0,5 — для циклически упрочняющихся.

Зная величины неупругих деформаций на уровнях предела выносливости σ_{-1} и критического напряжения σ_K — соответственно ($\varepsilon_{pl}(\sigma_{-1})$ и $\varepsilon_{pl}(\sigma_K)$), были определены значения параметров ДЦД для основного слоя материала: $E_k = 976,562 \text{ МПа}$; $k = 10,319$.

Для описания ДЦД деградированных слоев используется упругая диаграмма деформирования (уравнение (2) с $K = 0$), т. е. принято, что ДС предельно упрочнены и сопротивляются нагрузению упруго в соответствии со своей хрупкой природой.

Из рассмотрения реальных материалов принимаем, что K варьируется в пределах от 0 (предельно упрочненный материал) до 10 (предельно разупрочненный материал).

Для этого принимаем, что:

- упругопластические свойства при наработке определяются модифицированной ДЦД;
- под действием циклического нагружения и температуры появляются слои материала с измененными относительно основного слоя физико-механическими характеристиками;
- при циклической наработке материал основного (внутреннего) и внешних слоев повреждается неравномерно вследствие градиента напряжений по глубине;

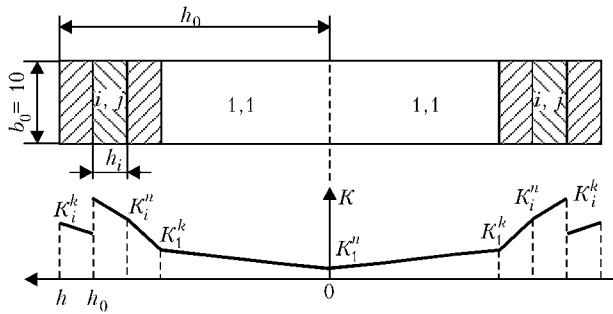


Рис. 2. Расчетная модель: вверху – геометрия модели; внизу – изменение коэффициента повреждения (i, j – номер слоя и номер ДЦД для описания его свойств при циклическом нагружении)

- уровень повреждений задается коэффициентом K , линейным в пределах одного слоя.

Исходя из этого, представим геометрическую и упругопластическую схемы расчетной модели в следующем виде (рис. 2).

Исходными данными для определения НДС послойной модели с количеством слоев m_1 и диаграмм циклического деформирования m_2 , для каждого слоя являются:

- толщина слоев $h_i (i = 1 \dots m_1)$ и общая полувысота h_0 (полутолщина);
- параметры ДЦД $\varepsilon_{a,j}(\sigma_a, K_i)$ для каждого слоя, $E_j, E_{k,j}, k_i (j = 1 \dots m_2; i = 1 \dots m_1; m \leq m_1)$;
- значение коэффициента повреждения на границах каждого слоя $K_{n,i}, K_{k,i} (i = 1 \dots m_1)$.

Кроме исходных данных следует установить аналитическую зависимость для получения эпюры напряжений по сечению рассматриваемого слоистого сечения. Поскольку деформации есть линейными функциями координаты, то компоненты тензора деформаций удовлетворяют условию совместности деформаций, а компоненты тензора напряжений — дифференциальным условиям равновесия, так как в каждом сечении при упругопластическом изгибе выполняются условия равенства между внешними и внутренними силами. Так как задача симметричная (без действия статической составляющей и с одинаковыми свойствами материала при растяжении и сжатии), то можно рассматривать половину модели, изображенной на рис. 2, а эпюры напряжений будут построены в растянутой части объекта исследований. С учетом этого система условий равновесия при изгибе бруса с прямоугольным сечением преобразуется к одному уравнению в виде:

$$2b_0 \int_0^{+h_0} \sigma_{xx}(y) y dy = M_{iz}. \quad (2)$$

Номинальным напряжением будем называть упругое напряжение на поверхности. При известной ДЦД в виде $\sigma_a(\varepsilon_a, K)$ и с учетом того, что деформации определяются как линейные функции координаты, зависимость (2) можно представить в виде уравнения от некоторого параметра кривизны бруса L :

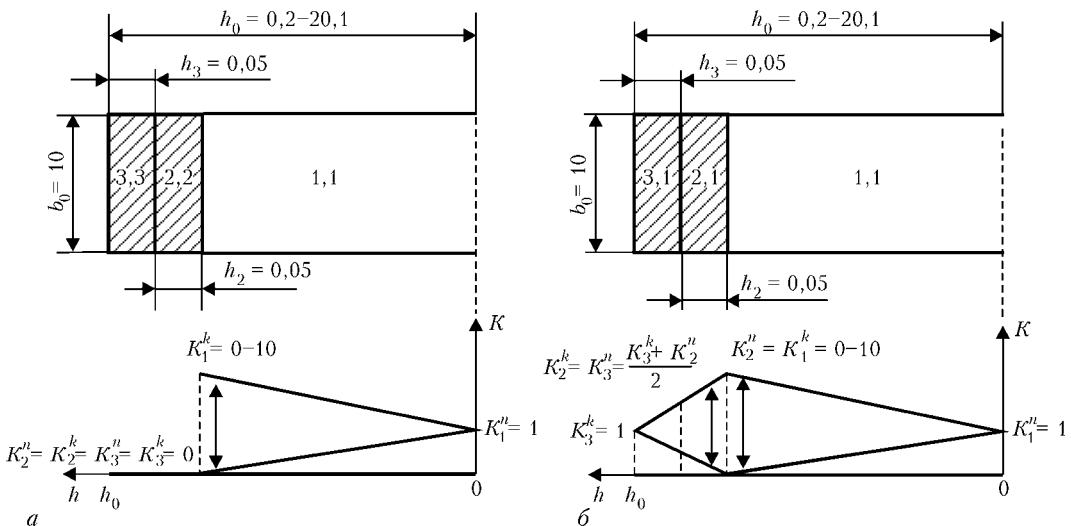


Рис. 3. Модели материала после циклической наработки 3 (а) и последующего ремонта 6 (б) (вверху — геометрия модели; внизу — изменение коэффициента повреждения)

$$\int_0^{+h_0} \sigma_a(Ly, K) y dy = \frac{h_0^2}{3} \sigma_{\text{н.}} \quad (3)$$

Уравнение (3) применимо для брусов, состоящих из одного слоя материала без изменений физико-механических свойств по глубине. При изгибе слоистого бруса уравнение (3) преобразуется в следующее:

$$\sum_{i=0}^m \int_{h_i}^{h_{i+1}} \sigma_{a,i}(Ly, K_i(y)) y dy = \frac{h_0^2}{3} \sigma_{\text{н.}} \quad (4)$$

Решая уравнения (3) или (4) упругопластические напряжения по глубине при изгибе найдутся соответственно как:

$$\sigma_{ep}(y) = \sigma_{a,i}(Ly, K_i(y)). \quad (5)$$

Тогда остаточные упругопластические напряжения соответственно равны:

$$\sigma_r(y) = \sigma_{ep}(y) - \sigma_e(y), \quad (6)$$

где $\sigma_e(y)$ — функция упругих напряжений, определяемая как $\sigma_e(y) = \sigma_{\text{н.}} y / h_0$.

Используя приведенные зависимости и входящие характеристики свойств материала далее оценено влияние на НДС и соответствующую долговечность таких параметров, как высота профиля элемента, глубина, количество и соотношение свойств разноповрежденных (или отремонтированных) слоев материала.

Конкретизация расчетной модели для определения НДС и ресурса поврежденного и отремонтированного конструкционного элемента. Принимая во внимание полученные данные по кинетике процесса деградации термопрочных сплавов при термоциклизации, далее приведены примеры конкретных расчетов по предложенной модели для конкретно выбранных случаев повреждения и ремонта поверхностного слоя материала. Рассмотрим следующие частные случаи моделей материала после циклической наработки (1-3) и последующего ремонта (4-6):

- однослойный материал с поврежденной поверхностью и линейно меняющимся повреждением по глубине;
- двухслойный материал с локализацией повреждений во внешнем слое;

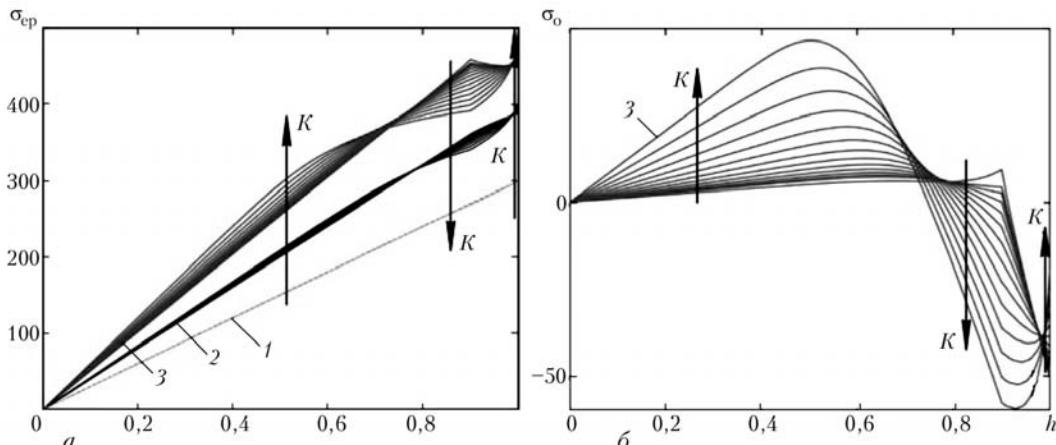


Рис. 4. Эпюра напряжений (а) и остаточных напряжений (б) по сечению элемента: при варьировании параметра K , для $h_0 = 1$ мм и $\sigma_{\text{н.}} = 300$ (1); 400 (2) и 500 МПа (3)

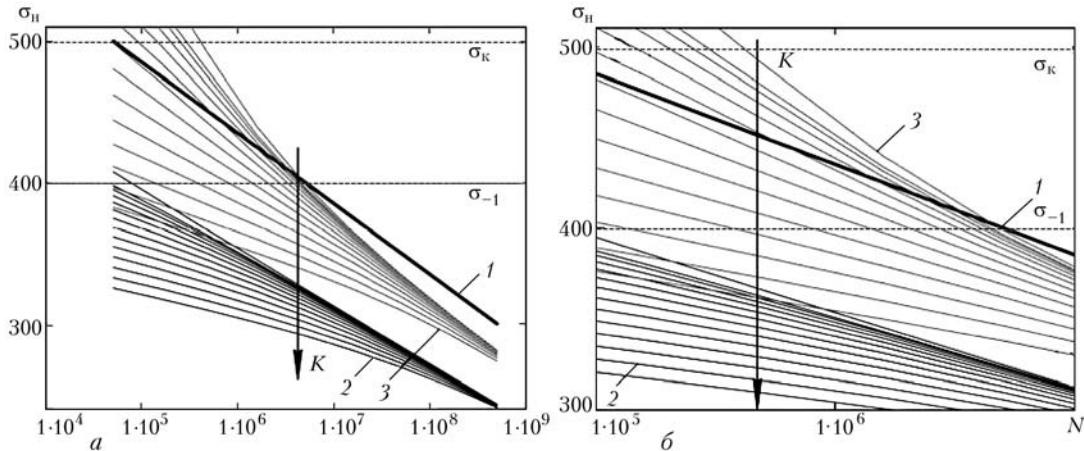


Рис. 5. Сравнение расчетного семейства кривых усталости для ремонтной модели 6 (3) и модели 3 (2) при $h_0 = 5$ мм и номинальной кривой усталости (1) (границы многоцикловой области отмечены горизонтальными линиями; (б) — увеличенная многоцикловая область (а))

- трехслойный материал с двумя предельно упрочненными от действия термоциклического нагружения приповерхностными слоями — оксидным и обедненным γ' -фазой, и внутренним слоем, поврежденным от действия циклического нагружения (рис. 3, а);
- материал с восстановленным в первоначальное состояние внешним и невосстановленным предельно упрочненным подповерхностным слоем;
- материал с восстановленными в первоначальное состояние поврежденными слоями;
- материал с частично восстановленным внешним и подповерхностным слоями, изменяющие свои физико-механические характеристики линейно по глубине (рис. 3, б).

Для определения влияния варьируемых факторов на НДС этой модели необходимо проварить коэффициент повреждения и толщины внешних слоев материала.

Для демонстрации возможностей модели на рис. 4 приведены распределения по высоте профиля напряжений и остаточных напряжений для варианта модели, приведенного на рис. 3, из которого видно перераспределение и соотношение напряжений в слоях в зависимости от их свойств (стрелкой указано направление увеличения K).

Для возможности сравнения расчетных циклических долговечностей поврежденных и отремонтированных элементов принято, что зарождение трещины определяется упругопластическими напряжениями на поверхности элемента. На рис. 5 приведены кривые усталости исходного, поврежденного и отремонтированного элемента. Как следует из него, снижение усталостных характеристик при повреждении, так и уровень их восстановления и даже превышения исходных может быть оценен по свойствам исходного и ремонтного материалов, а также скорости их деградации при циклическом нагружении.

Заключение

На примере расчета усталостной долговечности поврежденного и отремонтированного элементов

лопатки ГТД показана возможность использования выполненных ранее разработок по учету градиента свойств материала по глубине. Для этого выполнена адаптация моделей и алгоритмов, аналитических и численных решений для нахождения НДС элемента лопатки ГТУ с учетом специфических условий: наличия поверхностных слоев, деградированных под действием переменного высокотемпературного газового потока, или этих же слоев после применения ремонтных технологий, при нелинейном изменении свойств материала от температуры и числа циклов нагружения. Использование таких оценок позволяет выполнить проверку эффективности возможных ремонтных технологий.

Упругопластический расчет НДС модели лопатки с отремонтированной поверхностью и предложенная схема оценки циклической долговечности показывают, что комплекс ремонтных технологий, формирующих заданные свойства поверхностных слоев, позволяет продлить циклический ресурс и восстановить работоспособность лопаток. Наблюдается также увеличение предела выносливости и напряжения перехода к малоцикловой области усталости для всех рассмотренных случаев.

1. Оценка эффективности ремонтных технологий в энергетических установках по изменению комплекса механических свойств / Л.В. Кравчук, Б.А. Лищенко, Г.В. Цыбанев и др. // Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин / За ред. Б.Є. Патона. — К.: Ін-т електрозварювання ім. Є.О. Патона НАНУ, 2009. — С. 569–574.
2. Деградация поверхностных слоев жаропрочных сплавов и термоусталостная повреждаемость конструкционных элементов ГТД / Л.В. Кравчук, Р.И. Куриат, К.П. Буйских, С.Г. Киселевская // Пробл. прочности. — 2008. — № 5. — С. 72–80.
3. Влияние деградированного поверхностного слоя жаропрочных сплавов на термонапряженное состояние деталей ГТД / Л.В. Кравчук, Р.И. Куриат, К.П. Буйских и др. // Межд. науч.-техн. сб. «Надежность и долговечность машин и сооружений». — 2012. — № 35. — С. 134–140.
4. Tsyban'ov G.V., Novikov A.I. Ultimate hardening/softening model of material for fatigue crack initiation onset and determination of its parameters // Intern. J. of Fatigue. — 2012. — 39. — P. 15–24.

ПРОЕКТ 8.11.1

Розробка технології отримання високоміцних ($\sigma_b \geq 1350$ МПа) деталей роз'ємних з'єднань підвищеного ресурсу із титанового сплаву BT22 та способів підвищення їх фретингостійкості

УДК 621.762:669.2

ВИСОКОМІЦНІ ГАРЯЧЕВИСАДЖУВАЛЬНІ БОЛТИ З ТИТАНОВОГО СПЛАВУ BT22

Академік НАН України **О.М. ІВАСИШИН, П.Є. МАРКОВСЬКИЙ**, д-р техн. наук, **О.Г. МОЛЯР**, канд. техн. наук
(Ін-т металофізики ім. Г.В. Курдюмова НАН України)

Розроблено комплексну технологію виготовлення високоміцних болтів (з $\sigma_b \geq 1350$ МПа) із титанового сплаву BT22, яка включає послідовне виконання регламентованої термомеханічної обробки напівфабрикатів, швидкісну термічну обробку, висадження голівок, старіння та накатування різі. Технологію апробовано при виготовленні дослідної партії болтів M12, які при статичних випробуваннях показали кращі результати, ніж у аналогічних сталевих болтів, що мають більшу питому вагу і суттєво поступаються корозійними властивостями.

Ключові слова: титановий сплав BT22, високоміцні болти, термомеханічна обробка, швидкісна термічна обробка, механічні властивості

Як і в інших галузях машинобудування, в авіабудуванні для формування роз'ємних з'єднань конструктивних елементів застосовують нарізні елементи — болти, гвинти тощо. За умовами роботи болти розділяють на зрізні та розривні. Розривні болти можуть бути групової та індивідуальної постановки, але в будь-якому випадку вони є більш навантаженими ніж зрізні. Розривні болти виконують роль з'єднувальних елементів у найбільш відповідальних вузлах літака, наприклад, стик крила з фюзеляжем, фрагмент якого показаний на рис. 1.

Враховуючи відповідальність таких стиків та умови роботи кріпильних елементів — наявність

високих знакозмінних навантажень, корозійного середовища та різномірних матеріалів, до вибору матеріалів і конструкційного оформлення останніх в авіації завжди було особливе ставлення. Досвід експлуатації свідчить, що нарізні деталі (болти) головним чином руйнуються через втому, корозію та фретинг. Тому спеціально для болтів у свій час в авіаційній промисловості була розроблена сталь 16ХСН, яка має високу пластичність, не чутлива до концентраторів напружень, зокрема до перекочів. З цієї сталі виготовляли різними способами (холодним або гарячим висаджуванням або механічною обробкою) основну масу болтів з головками. Проте ця сталь забезпечувала занадто низьку міцність ($\sigma_b \geq 1000$ МПа), що суттєво обмежує сферу її застосування. Тому пошук нових матеріалів для виготовлення деталей роз'ємних з'єднань відповідального призначення, які б забезпечували на відповідному рівні всі вище перераховані характеристики у поєднанні з суттєво вищим рівнем міцності ($\sigma_b \geq 1300$ – 1350 МПа), є дуже актуальну проблемою.

Основні матеріали, що використовують сьогодні в авіабудуванні та пропонують для виготовлення болтів, а також їхні деякі властивості представлено в табл. 1. Як видно з наведених у таблиці даних, сталеві болти за міцністю, а також, як відомо, за корозійною та фретингостійкістю [1] не відповідають сучасним вимогам авіабудування. Враховуючи особливості високоміцних титанових сплавів метастабільного β -классу, а саме високу корозійну стійкість, а також можливість отримання рівня міцності понад 1350 МПа [2], цей матеріал виглядає доволі перспективним для подібного використання.

Як відомо, висока міцність у цих сплавах може бути досягнута внаслідок зміцнювальної термічної обробки [2, 3], першим етапом якої є нагрівання під гартування (обробка на твердий розчин), коли

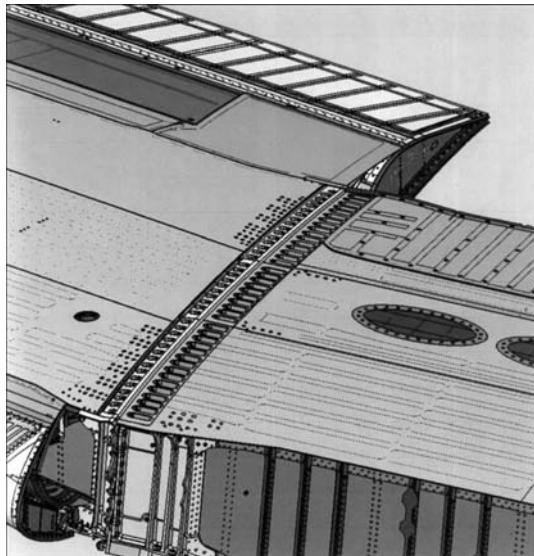


Рис. 1. Фрагмент фланцевого стику крила з центропланом

© О.М. ІВАСИШИН, П.Є. МАРКОВСЬКИЙ, О.Г. МОЛЯР, 2012

вищий рівень міцності відповідає вищій температурі нагрівання. Проте у зв'язку зі схильністю титанових сплавів до росту зерна при нагріванні до температури вище температури поліморфного перетворення або початку рекристалізації [4] гаряча висадка із застосуванням пічного нагрівання використовуватися не може через катастрофічне падіння властивостей (перш за все — пластичності) в тій частині болта, де не проходила деформація (під головкою). При іншому методі виготовлення болтів — виключно шляхом механічної обробки прутка — втомні характеристики суттєво нижчі, ніж у отриманих висадкою, через перерізування утворених при прокатці вихідного прутка волокон. Зазначені фактори до цього часу обмежували використання титанових болтів для роботи на розтяг, внаслідок чого вони головним чином використовуються як зрізні. В той же час перспективність застосування титанових болтів для літаків з довготривалим терміном експлуатації в першу чергу обумовлена їхніми високими антикорозійними властивостями. Широке застосування в авіаційних конструкціях також композиційних вуглецевих матеріалів, які є агресивними щодо сталі й алюмінієвих сплавів, робить ще більш актуальним використання титанових сплавів для роз'ємних з'єднань конструкцій з вуглепластикові.

Виконані за останні роки дослідження зі встановлення зв'язку між структурою і механічними властивостями, в тому числі втомною міцністю, довели, що для метастабільних β -сплавів, до яких відноситься сплав BT22, гарантована межа міцності $\sigma_b = 1050$ МПа є далеко не граничною. В роботах [2, 3] показано, що для β -сплавів у термозміцненому стані можна досягти досить високих значень міцності й пластичності, якщо вдається одержати дрібне β -зерно термомеханічною обробкою напівфабрикатів, або використанням спеціальних видів термічного зміщення, що базуються на швидкісному нагріванні. Прийнятна пластичність при заданому рівні міцності може бути досягнута, якщо розмір β -зерна менше певного критичного значення. Таким чином, виникає можливість значно підвищити комплекс механічних властивостей β -сплавів термозміцненням за умови гарантованого забезпечення певної дрібнозернистої структури. При цьому визначальну роль відіграє вихідний структурно-фазовий стан використовуваних напівфабрикатів, який для досягнення максимального ефекту термозміцнення повинен характеризуватися глобулярною будовою і високою дисперсністю та однорідністю [5].

Проведений раніше аналіз мікроструктури в різних промислових напівфабрикатах із сплаву BT22 [6] засвідчив, що їх структурний стан далекий від означеного ідеалу. Крім того, промисловість не приділяє належної уваги цьому питанню — в жодному стандарті на напівфабрикати з BT22 нема жорстких вимог до їх структури та технології виготовлення. Відомо [7], що механічні

Таблиця 1. Матеріали для авіаційних болтів

Матеріал	$\sigma_{0,2}$, МПа	σ_b , МПа	δ , %	ψ , %
Серійні				
16ХСН	—	1000	10	—
30ХГСА	950	1100	10	45
40ХН2МА	950	1100	10	50
ВТ16	900	1050	10	40
Дослідні				
13Х15Н4АМЗ	1050	1380	10	50
ВТ22	1286	1350	9,03	28,43

властивості, зокрема і сплаву BT22, будуть вищі при проведенні деформації й термообробки в $(\alpha+\beta)$ -області, а формоутворення проходить легше при деформації в β -області. Цей факт викликає протиріччя між металургами та авіабудівельниками щодо технології термомеханічної обробки напівфабрикатів, особливо складних за геометричною формою. Жодна з досліджень на початку виконання цієї роботи партії прутків серійного виробництва (рис. 2) не відповідала вимогам, необхідним для одержання потрібного комплексу механічних характеристик у термозміцненому стані для сплаву BT22 за розміром зерна (50 мкм) та морфологією, дисперсністю й однорідністю будови частинок α -фази.

Розв'язати цю проблему стало можливим, використовуючи запропонований нами раніше в роботі [8] підхід, який дозволяє сформувати в сплаві BT22 рівномірну глобулярну дрібнозернисту мікроструктуру шляхом оптимізації термомеханічної обробки із застосуванням проміжного гартування заготовки на метастабільну β -фазу, проміжного старіння і наступної деформації при температурах $\alpha+\beta$ -області.

Така технологічна схема була перевірена на сплаві BT22 в лабораторних умовах Інституті металофізики ім. Г.В. Курдюмова НАН України, в результаті чого була доведена можливість виготовлення катаних прутків із дрібнозернистою глобулярною структурою з використанням стандартного прокатного та термічного обладнання. За результатами цих досліджень розроблено технічні умови і технологічний регламент на серійне виготовлення гарячекатаних прутків з регламентованою мікроструктурою.

Незважаючи на попередню домовленість монополіст з виготовлення титанових прутків ВСМПО відмовився від виготовлення дослідної партії прутків із сплаву BT22 за запропонованим регламентом. В зв'язку з чим прокатку заготовок болтів було проведено на двох типах обладнання:

- на прокатному стані «Skoda» в Інституті електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України прокатуванням заготовки на квадрат 16×16 мм за режимами, що гарантують формування необхідної

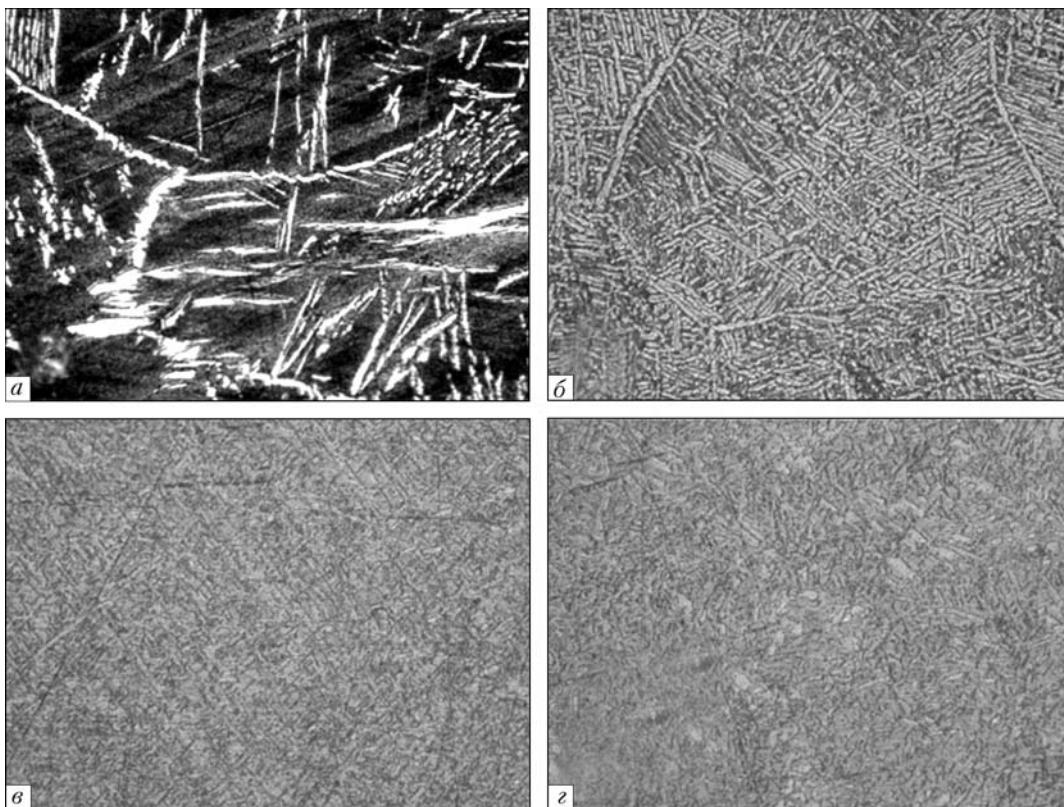


Рис. 2. Мікроструктури промислових напівфабрикатів з титанового сплаву BT22 ($\times 500$): а, б — β -перетворене зерно після уповільненого охолодження з β -області відповідно при штампуванні на молоті та кованій пруток; в — β -перетворене зерно після прискореного охолодження з β -області (кований пруток); г — бімодальна структура після деформації в $\alpha+\beta$ -області (пресове штампування)

структурі при наступному виготовленні болта гаечкою висадкою і кінцевій термообробці;

- на стані «крокової» прокатки на фірмі «Патон-Вірменія» прокаткою заготовки на діаметр 18 мм із застосуванням швидкісного індукційного нагрівання і ступенем деформації за один прохід ~85 %.

Вихідною заготовкою слугував пруток діаметром 40 мм виробництва ВСМПО з вихідною біомодальною структурою (рис. 3, а), що свідчить про застосування прокатки в двофазній $\alpha+\beta$ області. Ця структура характеризується виділеннями α -фази всередині β -зерна вигляді глобулей і пластин відносно дрібного розміру (5–10 мкм), а також незамкненої сітки виділень α -фази по межі β -зерен, які мають середній розмір близько 150 мкм.

При виконанні термомеханічної обробки виконували два взаємопов'язані завдання:

- одержання дрібних глобулярних виділень α -фази, які забезпечують високий комплекс механічних характеристик сплаву;
- запобігання збереженню залишків первинної зернограниці α -фази, що зменшує втомну міцність і пластичні характеристики сплаву.

Для розв'язання цих завдань запропоновано таку послідовність технологічних операцій:

- нагрівання вихідної заготовки до температури β -області, розчинення зернограниці α -фази, після чого її гартували у воду, фіксуючи метастабільний β -стан. При цьому було одержано однофазну структуру (рис. 3, б);

• загартовану на β -фазу заготовку частково зістарили за двоступеневим режимом для одержання рівномірно розподілених в об'ємі (а не по граніцям) β -зерна частинок α -фази при температурі 350 °C протягом 4 год для виділення ультрадисперсної ізотермічної ω -фази; утворення зародків α -фази на місці виділень ω -фази; нагрівання до температури прокатки (750–800 °C) з наступною прокаткою до заданого розміру.

Нагрівання до температури прокатки приводить до деякого зростання розмірів частинок α -фази (до 3–5 мкм, рис. 3, в), але зберігає її рівномірний розподіл за об'ємом напівфабрикату і глобулярну форму виділень. У процесі прокатки вихідне рівновісне β -зерно витягується в напрямку деформації, при цьому в ньому накопичуються дефекти, що призводять до рекристалізації при наступній швидкісній термообробці [3] (рис. 3, г) з утворенням глобулярної дрібнозернистої структури. Еволюцію структури сплаву BT22 при запропонованому режимі термомеханічної обробки представлена на рис. 3. Така структура дозволяє після кінцевої зміцнювальної термообробки одержувати заданий комплекс механічних властивостей болтів.

З прокатаних прутків механічним способом виготовляли заготовки діаметром 14 мм і довжиною 180 мм для висадки головок болтів, які потім гартували зі швидкісним нагріванням прямим пропусканням електричного струму промислової частоти

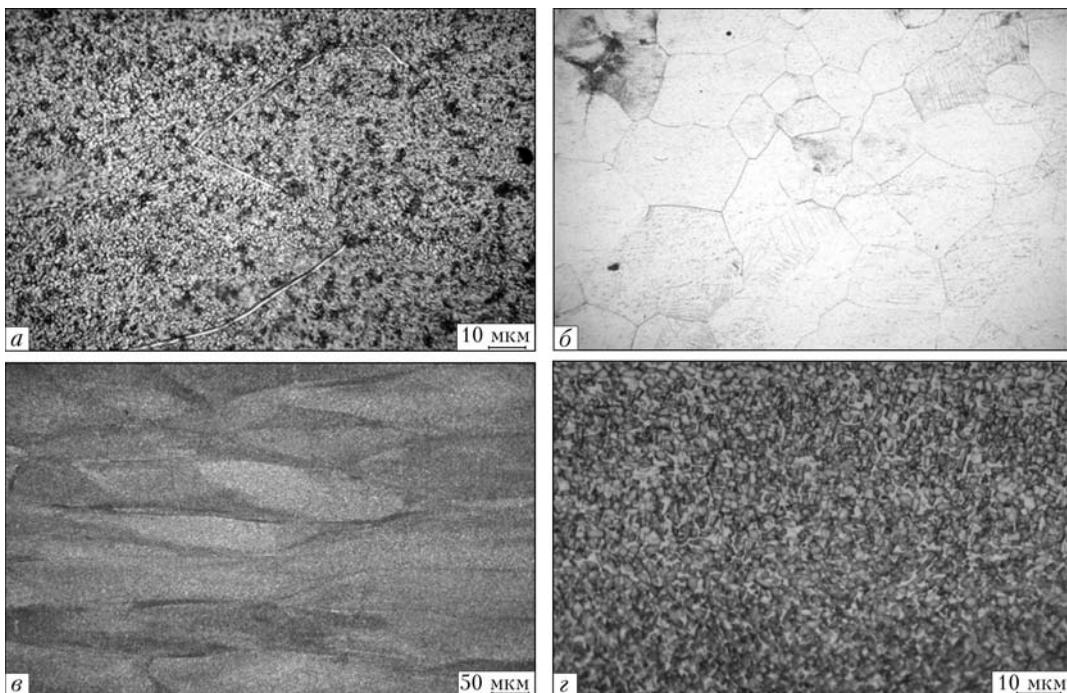


Рис. 3. Мікроструктури прутка ВТ22: *а* — вихідний стан; *б* — гартування на β -фазу з $900\text{ }^{\circ}\text{C}$; *в* — після прокатки при $750\text{ }^{\circ}\text{C}$; *г* — після швидкісної термообробки

до температури на $25\text{--}50\text{ }^{\circ}\text{C}$ нижче температури поліморфного перетворення (з урахуванням її зміщення в умовах швидкого нагрівання [3]) з наступним гартуванням у воду. Швидкісну термообробку виконували на устаткуванні Інституту металофізики ім. Г.В. Курдюмова НАН України.

Висаджування голівок дослідної партії болтів відповідно до вимог нормалі 215АН-12-52 виконували за умов серійного виробництва ХДАПП (м. Харків) на устаткуванні, яке складається з горизонтальної кувальної машини і устаткування НВЧ для швидкісного нагрівання заготовок. Зазначене устаткування завдяки оснащенню швидкісним пріометром дозволяє контролювати температуру і швидкість нагрівання з високою точністю. Висаджування проводили за двома режимами нагрівання — зі швидкістю $45\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{s}$ до 800 та $700\text{ }^{\circ}\text{C}$, що забезпечувало незмінність мікроструктури вихідної заготовки в зоні нагрівання і деформації. Таким чином була досягнута поставлена ме-

та — збережена підготовлена в процесі термомеханічної й наступної швидкісної обробки структура при повторному нагріванні. Для забезпечення необхідних механічних характеристик отримані напівфабрикати болтів після висаджування головок гартували у воду. Загальний вигляд отриманих напівфабрикатів болтів представлено на рис. 4.

З гарячевисаджених заготовок на ДП «АНТОНОВ» були виготовлені болти відповідно до вимог (за геометричними розмірами) нормалі 215АН-12-52, зовнішній вигляд, яких представлено на рис. 5. З метою перевірки можливості накатування різі на термозмінених болтах одна частина партії болтів була зістарена до механічної обробки, інша — після. Накатування різі до старіння підвищує точність виконання профілю різі, полегшує саму операцію накатування, проте погіршує втомні властивості болтів.



Рис. 4. Напівфабрикати болтів з ВТ22 після гарячого висаджування голівок



Рис. 5. Дослідні болти M12 зі сплаву ВТ22 з накатаною різзою

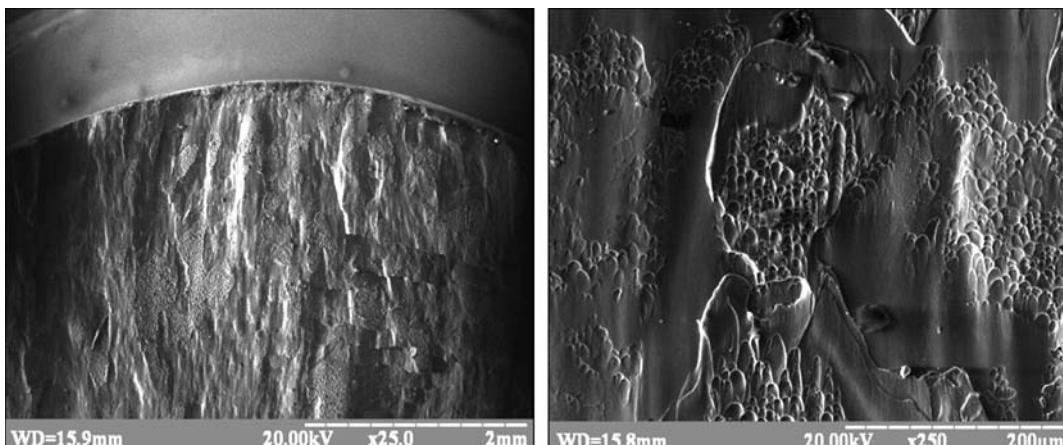


Рис. 6. Фрактограми болта після випробування на зріз

Таблиця 2 . Характеристики міцності болтів М12, виконаних із різних матеріалів

Вид випробувань	Зусилля руйнування болта М12, МПа		
	40ХН2МА	13Х15Н4АМ3	ВТ22
Розрив	8940	12130	12915/(1359)
Розрив з косою шайбою	6000	10060	10820/(1139)
Зріз по одній площині	-	-	2507,5/(889)

Виготовлена партія болтів була піддана всім видам статичних випробувань, які вимагає стандарт на болти стикові – на розтяг, на розтяг з перекосом (чутливість до концентраторів напружень) і зріз. Результати порівняльних випробувань болтів, виготовлених із сплаву ВТ22, та двох використовуваних в авіаційному машинобудуванні сталей, представлено в табл. 2. Як добре видно з наведених у таблиці даних, виготовлені в рамках цього проекту дослідні болти із сплаву ВТ22 мали вищі характеристики міцності, ніж стандартні стальні болти, причому ці характеристики повністю задовольняють розрахункам і вимогам конструкторської документації на болти стикові із сплаву ВТ22, які були розроблені на ДП «АНТОНОВ». Потрібно відзначити також, що руйнування болтів при випробуваннях на розтяг, зокрема і на розрив з косою шайбою, проходило по першому витку різі, що свідчить про достатню пластичність сплаву в термоміцненому стані, яка забезпечує їх конструктивну міцність. Іншими словами, поставлена перед проектом мета отримання високоміцніх болтів з титанового сплаву ВТ22 з межею міцності понад 1350 МПа була досягнута.

Після випробування болтів на зріз також були проведені фрактографічні дослідження зламів (рис. 6), які підтвердили, що матеріал болта після зміцнюальної термообробки має достатній запас пластичності, оскільки злам має характерну ямкову будову. Причому будова ямок свідчить про їх нерівновісність, що також є характерним для деформації зрізу.

Висновки

1. Розроблено технологію та виготовлено дослідну партію гарячевисаджувальних болтів із сплаву ВТ22 з міцністю $\sigma_b \geq 1350$ МПа.

2. Досліджено механічні властивості сплаву ВТ22 після зміцнюальної термообробки та характеристики міцності болтів при статичних випробуваннях. Показано, що характеристики міцності відповідають поставленим замовником ДП «АНТОНОВ» вимогам до високоміцніх стикових титанових болтів.

3. Виконано метало- й фрактографічні дослідження. Показано, що структура задовільняє вимогам до високоміцного стану сплаву ВТ22. Фрактографічними дослідженнями підтверджено пластичний характер руйнування матеріалу болта.

4. Для впровадження розробленої технології необхідно провести динамічні випробування на турніх роз'ємних розривних стиків і організувати серійний випуск прутків з необхідною для болтів структурою.

- Шевеля В.В., Олександренко В.П. Трибохимия и реология износстойкости: Монография. – Хмельницький: Хмельницьк. нац. ун-т, 2006. – 278 с.
- Ivasishin O.M., Teliovich R.V. Potential of rapid heat treatment of titanium alloys and steels // Mat. Sci. and Eng. A. – 1999. – **263**. – P. 142–154.
- A comparative study of the mechanical properties of high-strength beta-titanium alloys / O.M. Ivasishin, P.E. Markovsky, Yu.V. Matviychuk et al. // J. of Alloys and Compounds. – 2008. – **457**, Issues 1/2. – P. 296–309.
- Цвиккер У. Титан и его сплавы. – М.: Металлургия, 1979. – 512 с.
- Ивасишин О.М., Марковский П.Е., Ошакдеров С.П. Исследование скоростного нагрева под закалку титановых сплавов // Металловедение и терм. обработка металлов. – 1990. – № 1. – С. 32–35.
- Аболіхіна О.В., Антонюк С.Л., Моляр О.Г. Структура, міцність і пластичність напівфабрикатів із титанового сплаву ВТ22 // Фіз.-хім. механіка матеріалів. – 2008. – № 3. – С. 85–88.
- Ільян А.А., Колачев Б.А., Полькін И.С. Титановые сплавы: состав, структура, свойства: Справочник. – М.: ВІЛС-МАТИ, 2009. – 519 с.
- Івасишин О.М., Марковський П.Е., Бондарчук В.И. Оптимизация термомеханической обработки титановых β-сплавов для получения дисперсной однородной структуры и повышения комплекса механических характеристик // Титан. – 2005. – № 2. – С. 42–49.

ПРОЕКТ 8.11.2

Розробка технології формування функціональних поверхневих шарів на деталях кріплення з титанового сплаву BT22 для забезпечення підвищеного рівня службових характеристик

УДК 669.295:621.785.34

ФОРМУВАННЯ ФУНКЦІОНАЛЬНИХ ПОВЕРХНЕВИХ ШАРІВ НА ДЕТАЛЯХ КРІПЛЕННЯ З ТИТАНОВОГО СПЛАВУ BT22 ДЛЯ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ПІДВИЩЕНОГО РІВНЯ СЛУЖБОВИХ ХАРАКТЕРИСТИК

Чл.-кор. НАН України **В.М. ФЕДІРКО, І.М. ПОГРЕЛЮК**, д-р техн. наук,
А.Т. ПЧУПІН, О.Г. ЛУК'ЯНЕНКО, кандидати техн. наук
(Фізико-механічний ін-т ім. Г.В. Карпенка НАН України)

Для підвищення фретинготривкості гарячевисадних болтів великого діаметра (> 10 мм) з високоміцного ($\sigma_b \geq 1350$ МПа) титанового сплаву BT22, виготовлених за розробкою у ІМФ НАНУ технологією термомеханічного оброблення, запропоновано технологічну схему, де поверхневе модифікування (низькотемпературне оксінітрування) суміщене зі старінням у єдиному технологічному циклі. Виявлено, що така обробка забезпечує корозійну тривкість металу в умовах впливу корозивного середовища (3 % NaCl), а поєднання оксінітрування з нанесенням шару ВАР-2 (MoS₂) забезпечує найбільшу фретингостійкість у парі тертя «сплав BT22–сплав D16T», дозволяє у розвитку фретингу суттєво зменшити адгезійну складову і скоплення.

Ключові слова: : титановий сплав BT22, оксидування, оксінітрування, корозія, скоплення, адгезія, фретинготривкість

Стан проблеми. В останні роки в авіабудуванні України виникла потреба у болтах великого діаметра (більш 10 мм) з високоміцних ($\sigma_b \geq 1350$ МПа) титанових сплавів, створенні технологій їх виготовлення для забезпечення експлуатаційної надійності під час використання в конструкції літака [1–3]. Гарячевисадні болти зі сплаву BT22 уповільнено руйнуються під висадженою головкою, де формується крупнокристалічна структура, уникнути якої в даному випадку неможливо. Зважаючи на це, вчені ІМФ НАН України запропонували технологію термомеханічного оброблення прутків високоміцного двофазного ($\alpha + \beta$)-сплаву BT22 для гарячої висадки зі швидкісним нагріванням напівфабрикатів на подальших етапах оброблення, яка забезпечує дрібнозернисту глобулярну структуру металу, а отже, регламентовані міцність та якість болтів.

Різьбові з'єднання з титанових сплавів під час експлуатації повинні бути фретинго- та корозійно-тривкі, для чого необхідне додаткове хіміко-термічне оброблення (модифікування) поверхні виробів. Для оптимізації технологічної схеми оброблення таких болтів у ФМІ НАН України, ґрунтуючись на розроблених підходах до інженерії поверхні титанових сплавів, запропоновано замість нанесення традиційних захисних покривів (імпульсне анодування) модифікувати поверхню в умовах тер-

модифузійного насичення з розрідженою контрольованого газового середовища, суміщеного в одному технологічному циклі зі старінням, щоб створити на поверхні деталей плівку з оксидів або оксинітридів титану та дифузійний шар, зміцнений елементами втілення [4, 5].

Нижче наведені результати комплексних досліджень впливу оксидних та оксинітридних шарів, сформованих термодифузійним насиченням з контролюваного розрідженою газовою середовищем в температурно-часовому діапазоні старіння сплаву BT22 ($T = 620 \pm 50$ °C, $t = 7$ год), на корозійну та фретинготривкість сплаву BT22, його трибологічні та механічні властивості.

Матеріал і методика дослідження. Сплав BT22 (Ti-5Al-4,75Mo-4,75V-1Cr-1Fe) ($\alpha + \beta$)-класу належить до сильнолегованих високоміцних сплавів, а за вмістом β -стабілізуючих елементів близький до другої критичної концентрації ($K_\beta \sim 1,0$). Для комплексних досліджень використовували метал, виготовлений за розробленою у ІМФ НАН України технологією термомеханічного оброблення з формуванням гарантованої дрібнозернистої глобулярної структури. У ФМІ НАН України були передані прутки сплаву BT22 після термомеханічної обробки та гартування з використанням швидкісного нагрівання, з яких виготовляли зразки різного призначення та проводили їх поверхневе модифікування, суміщене за температурно-часовими параметрами (620 °C, 7 год) зі старінням. За вихідний стан обрано метал після старіння у вакуумі $P \leq 1 \cdot 10^{-3}$ Па.

Таблиця 1. Параметри модифікованого шару титанового сплаву BT22 після різних видів хіміко-термічної обробки (ХТО), суміщених зі старінням ($T = 620 \pm 50^\circ\text{C}$, $t = 7$ ч)

ХТО	Твердість поверхні $HV_{0,49}$, МПа	Товщина плівки, нм	Глибина зміщеніої зони, мкм
Старіння у вакуумі	4000–4300	–	–
Старіння з оксидуванням	7000–7500	~200–300	20–30
Старіння з оксинітруванням	6700–7200	~200–300	20–30

Загартовані зразки зістарювали ($T = 620^\circ\text{C}$, $t = 7$ год) з одночасним модифікуванням поверхні металу у динамічному вакуумі з натіканням активних газових суміші ($25\% \text{O}_2 + 75\% \text{Ar}$ — оксидування та $25\% \text{O}_2 + 75\% \text{N}_2$ — оксинітрування) у реакційну камеру — ампулу з неіржавної сталі X18H10T, приєднану до відкачувальної вакуумної системи та розташовану у печі електроопору.

Параметри модифікованих шарів наведені в табл. 1. Для оксинітридної плівки, окрім рефлексу (200) оксинітридної фази, на дифрактограмі присутній рефлекс (103) Ti_2N .

Характер корозійної поведінки титанових сплавів після поверхневого модифікування оцінювали за результатами електрохімічних досліджень у 3%-му розчині хлориду натрію, що відповідає найжорсткішим умовам експлуатації різьбових з'єднань у конструкції літака, та досліджень на контактну корозію (згідно ГОСТ 9.905) в розчині, який імітує «кислий дощ» $\text{pH} \sim 4,5$ (склад: $\text{H}_2\text{SO}_4 = 0,003185$, $\text{Na}_2\text{SO}_3 = 0,00462$, $\text{NaNO}_3 = 0,001125$, $\text{HNO}_3 = 0,001575$, $\text{NaCl} = 0,008485$ мг/л). Останнє середовище обрано як імітатор впливу атмосферних факторів, найбільш характерних для експлуатації конструкцій літака. Вивчали корозійну поведінку титанового сплаву BT22 після термічної (гартування та старіння у вакуумі) та хіміко-термічної (старіння з оксинітруванням та старіння з оксинітруванням та обмазкою поверхні шаром ВАП-2 товщиною 3–6 мкм) обробок, і алюмінієвого сплаву D16T, як окремих металів, так і їх короткозамкнутих систем: «BT22 вихідний стан — D16T», «BT22 оксинітрування D16T», «BT22 оксинітрування + ВАП-2 — D16T». ВАП-2 — антифрикційний покрив на основі сполуки MoS_2 (епоксидний лак ЕП-074 + дисульфід молібдену).

Таблиця 2. Показники корозії поверхнево модифікованого титанового сплаву BT22

Поверхня	E_{cor} , мВ	I_{cor} , $\text{A}/\text{м}^2$
Старіння у вакуумі	-650	0,012
Старіння з оксидуванням	-570	0,009
Старіння з оксинітруванням	-430	0,006

На фретинготривкість випробовували у повітрі згідно з ГОСТ23.211–80. Амплітуда відносного переміщення зразків і контрзразків $A = 82,5$ мкм, частота коливань $f = 25$ Гц на двох рівнях питомого контактного навантаження P : помірного 9,8 МПа та жорсткого 19,6 МПа. База випробувань $N = 5 \cdot 10^5$ циклів. Фретинготривкість матеріалів пар тертя оцінювали ваговим методом (з похибою зважування 0,1 мг) за різницею між початковою масою зразків і контрзразків і після випробування за результатами трьох вимірювачів. Статистичний розкид результатів не перевищував 5 %. Додатково визначали середній рівномірний лінійний знос зразків (лазерна профілометрія) як середнє арифметичне відхилення заглибин профілю доріжки тертя відносно базової поверхні.

На зношування під час фретингу випробовували матеріал без поверхневого модифікованого шару після старіння у вакуумі $P \leq 10^{-3}$ Па і з ним (після оксидування та оксинітрування). Оскільки одним із методів підвищення фретинготривкості матеріалів є спеціальне оброблення контактуючих поверхонь [6], досліджували також оксидні та оксинітридні покриви після нанесення на них антифрикційного покриву ВАП-2. Контрзразки виготовляли з прутків алюмінієвого сплаву D16T у стані постачання, а потім термообробляли за таким режимом: гартування у холодну воду ($T \leq 15^\circ\text{C}$) від температури $495 \pm 5^\circ\text{C}$ (тривалість ізотермічної витримки 2 год) та старіння за кімнатної температури не менше 100 год [7]. Оцінювали фретинготривкість шести варіантів пар тертя сплав BT22 (зразок)–сплав D16T (контрзразок): сплав BT22 (вихідний стан); сплав BT22 (оксидування); сплав BT22 (оксинітрування); сплав BT22 (вихідний стан) + ВАП-2; сплав BT22 (оксидування) + ВАП-2; сплав BT22 (оксинітрування) + ВАП-2.

Зносотривкість модифікованих поверхонь визначали за умов тертя ковзанням в розчині «кислий дощ» $\text{pH} \sim 4,5$ з різним статичним навантаженням (0,5 та 2,0 МПа). Визначали також характеристики міцності за одновісного розтягу та довговічності — за умов обертового згину.

Результати та обговорення. Корозійна тривкість. Результати електрохімічних досліджень у 3%-му розчині хлориду натрію засвідчили (табл. 2), що модифікування поверхні сплаву позначається на значенні потенціалу корозії. Найпозитивніше його значення встановлюється після оксинітрування, у цьому ж випадку спостерігаємо і найменші значення густини струму корозії.

Аналогічні результати отримані і під час досліджень на контактну корозію. Найкраща корозійна тривкість у парі титановий сплав BT22 — алюмінієвий сплав D16T досягається у випадку формування на поверхні титанового сплаву оксинітридної плівки з подальшим нанесенням по ній покриття ВАП-2 товщиною 3–6 мкм (табл. 3).

Таким чином, можна констатувати, що оксидні та оксинітридні шари, сформовані термодифузій-

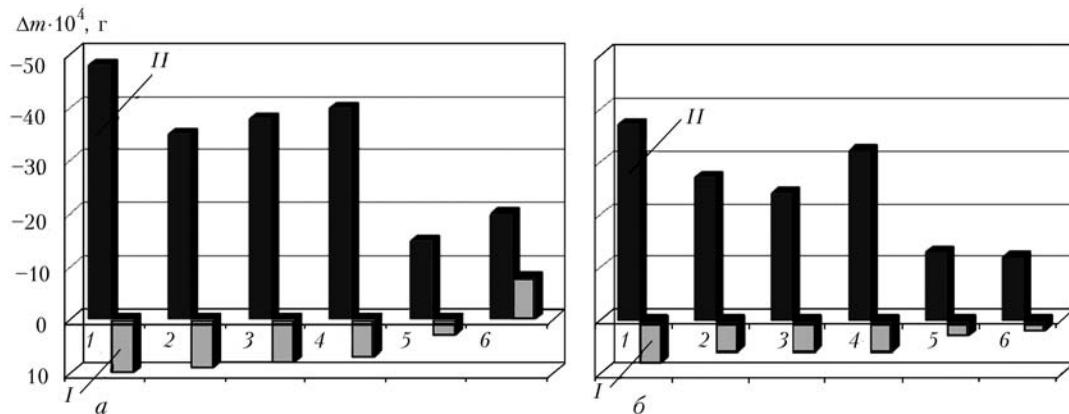


Рис. 1. Діаграма зміни маси зразків (I) і контрзразків (II) після випробування на зношування за фретингу: а — жорстке навантаження (19,6 МПа); б — помірне (9,8 МПа) у парах тертя зразок BT22-контрзразок D16T: 1 — сплав BT22 (вихідний стан); 2 — оксидування; 3 — оксинітрування; 4 — вихідний стан + ВАП-2 (MoS_2); 5 — оксидування + ВАП-2; 6 — оксинітрування + ВАП-2

ним насиченням, суміщеним зі старінням титанового сплаву BT22, забезпечують задовільний антикорозійний захист поверхні металу і можуть бути використані в технологічній схемі виготовлення гарячевисадних болтів з титанового сплаву BT22 для підвищення їх корозійної стійкості.

Фретинготривкість. Досліджували (рис. 1 і 2) зміну маси зразків і контрзразків та їх середнього лінійного зносу після випробування в умовах фретингу. Як видно із результатів, отриманих ваговим методом (рис. 1), за жорсткого віброконтактного навантаження зменшується маса контрзразків і збільшується маса зразків, що свідчить про участь у розвитку фретингу адгезійного складника і про схоплення. Внаслідок утворення між матеріалами пари тертя міцних адгезійних зв'язків і руйнування під дією циклічних контактних навантажень осередків схоплення по менш міцному алюмінієвому сплаву об'ємі матеріалу відокремлюються і переносяться із контрзразка на зразок [8].

При цьому (рис. 1) зменшується маса контрзразків і збільшується маса зразків у парах тертя за усіх досліджуваних способів обробки сплаву BT22 і зі зменшенням контактного навантаження. Найменший приріст маси зразків за комбінованого оброблення, яке поєднує оксинітрування з нанесенням шару покриву ВАП-2. Такий варіант забезпечує також найбільшу його фретинготривкість. Зокрема (рис. 2) середній рівномірний лінійний знос зразків сплаву BT22 після оксинітрування з

Таблиця 3. Характеристики контактної корозії у «кислому дощі» ($\text{pH} = 4,5$) пари титановий сплав BT22 різної обробки—алюмінієвий сплав D16T

Обробка сплаву BT22	Компромісний потенціал E_{ct} , В	I , A/m^2
Вихідний стан (старіння у вакуумі)	-0,29	0,030
Старіння з оксинітруванням	-0,29	0,020
Старіння з оксинітруванням + ВАП-2	-0,31	0,007

ВАП-2, порівняно з вихідним станом, зменшується у 2–3 рази.

Необхідно сказати, що за вибраних параметрів віброконтактного навантаження схоплення притаманне майже всім досліджуваним варіантам поєдання матеріалів в парах тертя, але найбільше проявляється у парі «сплав BT22 (вихідний стан)—сплав D16T». Мікроскопічним аналізом поверхонь доріжок тертя виявлено, що внаслідок руйнування вузлів схоплення на поверхні сплаву D16T утворюються глибокі каверни і тріщини, а на поверхні спряженого матеріалу на фоні відносно рівномірного зносу — нарости від перенесеного матеріалу.

Глибинне руйнування сплаву D16T можна пояснити його схильністю до деформаційного зміцнення. Враховуючи зникальний вглиб характер діючих у зоні контакту циклічних навантажень, можна очікувати найбільшого зміцнення об'ємів металу, максимально наблизених до зон виникнення адгезійних зв'язків. Тоді руйнування відбувається на деякій відстані від осередку схоплення, тобто в місцях, де циклічні навантаження перевищують міцність від утомленості матеріалу [9] (рис. 3).

За результатами рейтингових досліджень на фретинготривкість зразків сплаву BT22 з оксидними та оксинітридними шарами, сформованими за

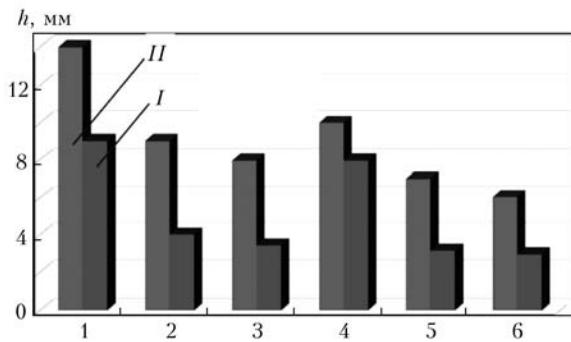


Рис. 2. Діаграма середнього рівномірного лінійного зносу зразків сплаву BT22 з різним обробленням робочої поверхні за фретингу в парі зі зразками сплаву D16T під помірним (I) та жорстким (II) навантаженнями (позначення див. рис. 2)

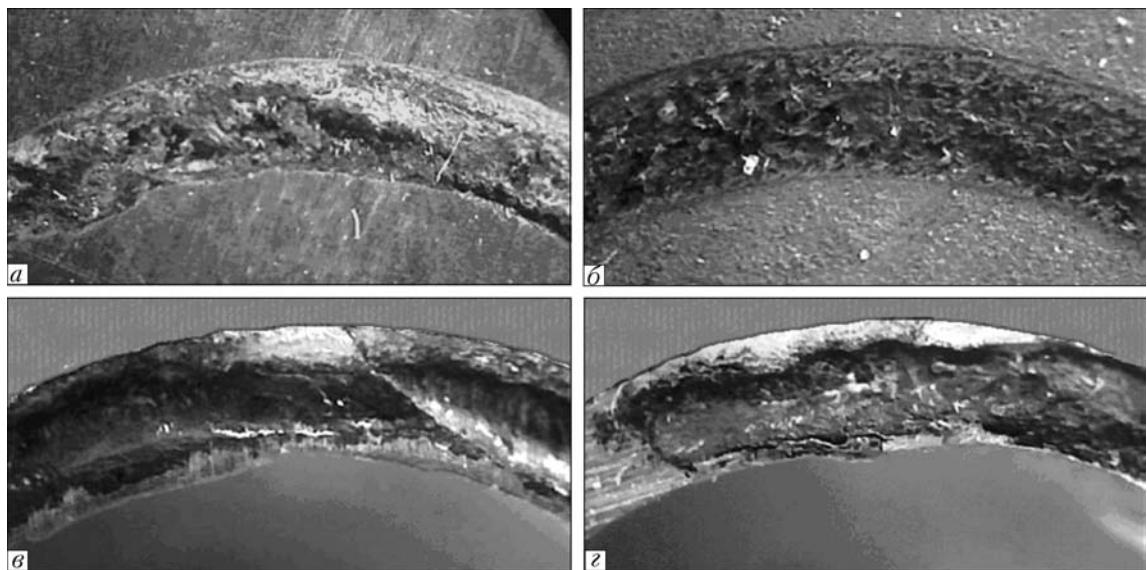


Рис. 3. Топографія робочої поверхні зразків (а, б) і контрзразків (с, д) пар тертя сплав ВТ22 (у вихідному стані)–сплав Д16Т (а, с) і сплав ВТ22 (після оксинітрування + ВАП-2)–сплав Д16Т (б, д) після випроб на зношування за фретингу під помірним навантаженням 9,8 МПа

умов старіння ($T = 620 \pm 50$ °C, $t = 7$ год, суміщено з термодифузійним насиченням з розрідженою газовою середовищем, визначене оптимальний фазовий склад модифікованого шару. Встановлено, що за усіма показниками (zmіною маси зразків і контрзразків та їх середнім лінійним зносом) після випробувань в умовах фретингу з нанесенням шару ВАП-2 (MoS_2) та без нього, за різних рівнів навантаження (помірного 9,8 МПа та жорсткого 19,6 МПа) на базі випробування $N = 5 \cdot 10^5$ циклів найефективнішими виявилися оксинітридні шари. Однак найбільшу фретинготривкість у парі тертя «сплав ВТ22–сплав Д16Т» забезпечує поєднання оксинітрування з нанесенням шару MoS_2 . За таких умов у розвитку фретингу не зафіксовано адгезійний складник і схоплення, характерне для сплаву ВТ22 з оксидним покривом, особливо без модифікованого шару.

Отже, доцільно поєднувати старіння та модифікування (оксинітрування) поверхні у єдиному технологічному циклі термічного оброблення напівфабрикатів зі сплаву ВТ22, щоб забезпечити баланс трибологічних та корозійних характеристик на заданому рівні.

Опір зносу. На опір зносу досліджували стійкість модифікованих поверхонь у парах тертя «ВТ22 вихідний стан–Д16Т», «ВТ22 оксинітрування–Д16Т», «ВТ22 оксинітрування+ВАП-2–Д16Т» при терті ковзанням за умов сухого тертя та в розчині «кислий дощ» pH ~ 4,5 за різних контактних тисків $P = 0,5\text{--}2$ МПа (рис. 4).

Дослідження показали, що за контактного тиску 0,5 МПа найменший коефіцієнт тертя і, відповідно, найбільший опір зносу в парі з алюмінієвим сплавом демонструє титановий сплав ВТ22 з оксинітридним покриттям та шаром ВАП-2 (рис. 4, а). Збільшення контактного тиску до 2 МПа супроводжується деяким зниженням коефіцієнту тертя для досліджуваних пар, що характерно для біль-

шості матеріалів [2], однак, як і у попередньому випадку, найменший коефіцієнт тертя фіксується для титанового сплаву ВТ22 з оксинітридним покриттям та шаром ВАП-2 (рис. 4, б).

Зроблено висновок, що оксинітрована поверхня титанового сплаву ВТ22 може слугувати в якості підложки для нанесення антифрикційних молібденвмісних покривів типу ВАП-2, що використовуються у болтових з'єднаннях авіаційних конструкцій.

Механічні властивості. Необхідно умовою використання високоміцного сплаву ВТ22 для виготовлення болтових з'єднань є збереження запасу пластичності та високий рівень утомних характеристик. Результати механічних випробувань сплаву ВТ22 з модифікованою поверхнею засвідчили (табл. 4, рис. 5), що така обробка практично не впливає на характеристики короткочасної міцності та пластичність металу. З формуванням оксинітридного шару спостерігається тренд на незначне підвищення міцності (на 1,5–2,0 %) та зниження пластичності металу (на 4–6 %) порівняно з «вихідним станом» (старіння у вакуумі). Нанесення антифрикційного покриву ВАП-2 (епоксидний лак ЕП-074 + MoS_2) підсилює згадану вище тенденцію.

Вплив поверхневого модифікування (оксинітрування) на утомні властивості титанового сплаву ВТ22 більш однозначний і суттєвий: після оксинітрування спостерігається близько 10–15 % зниження границі утоми за умов випробувань на обертовий згин порівняно з вихідним станом (табл. 4, рис. 5).

Нанесення антифрикційного покриву ВАП-2 (епоксидний лак ЕП-074 + MoS_2) практично не впливає на границю утоми титанового сплаву ВТ22 з оксинітридним покривом.

Результати комплексних досліджень засвідчили, що модифікування домішками втілення (окси-

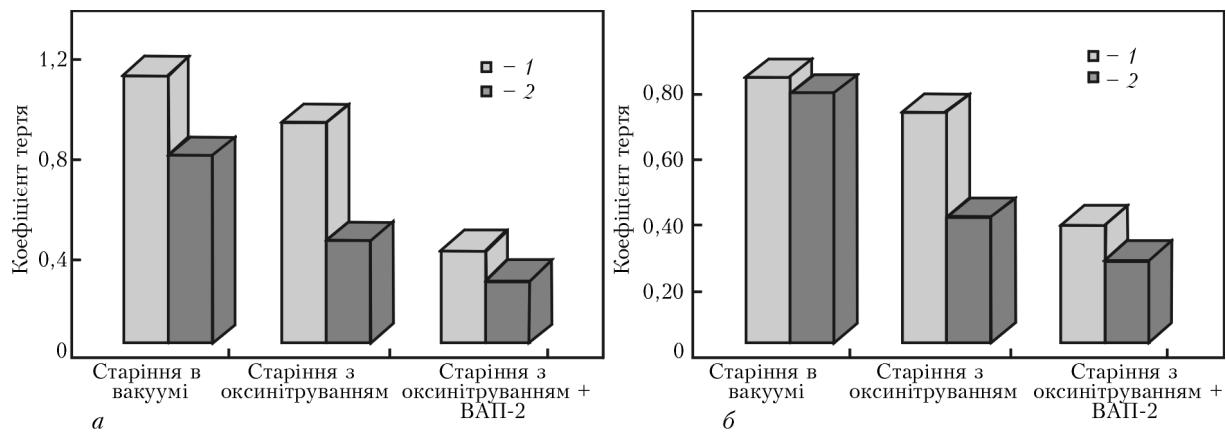


Рис. 4. Вплив поверхневого модифікування сплаву BT22 на коефіцієнт тертя ковзання у парі з Д16Т за умов сухого тертя та у розчині «кислого дощу» за умов: а — контактного тиску $P = 0,5$; б — 2 МПа (1 — сухе тертя; 2 — «кислий дощ»)

Таблиця 4. Характеристики міцності, пластичності та утомної довговічності титанового сплаву BT22 з модифікованою поверхнею

Обробка	σ_b , МПа	δ , %	ψ , %	σ_{-1} , МПа
Старіння в вакуумі	1320	9,8	30	565
Старіння з оксинітруванням	1350	9,4	27	485
Старіння з оксинітруванням + покриття ВАП-2	1340	9,2	26	475

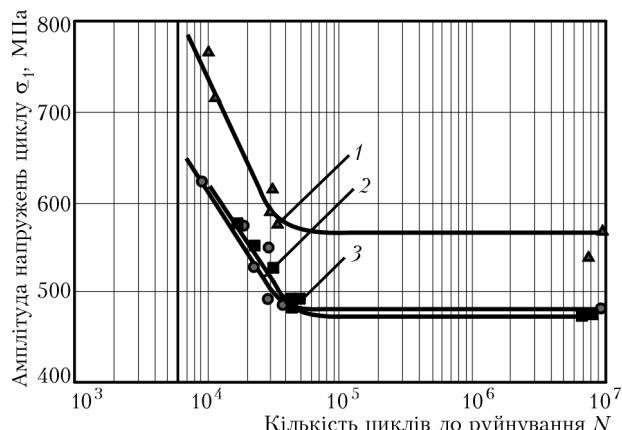


Рис. 5. Вплив поверхневого модифікування на утомну довговічність сплаву BT22 за умов обертового згину: 1 — вихідний стан (старіння у вакуумі); 2 — старіння з оксинітруванням; 3 — старіння з оксинітруванням + ВАП-2 (MoS_2)

нітрування) поверхні зразків з титанового сплаву BT22, виготовлених за розробленою у ІМФ НАН України технологією термомеханічної обробки, з формуванням оксинітридної плівки в процесі старіння, забезпечує баланс трибологічних, корозійних, міцностіних та утомних характеристик: практично не впливає на короткочасну міцність та пластичність металу ($\sigma_b = 1320\text{--}1350$ МПа, $\delta = 9,2\text{--}9,8$ %, $\psi = 26\text{--}30$ %), однак на 10–15 % знижує міцність від утоми за умов обертового згину. Однак така обробка у поєднанні з нанесенням покриття ВАП-2 суттєво підвищує антифрикційні властивості поверхні металу, його фретингостійкість у парі з алюмінієвим сплавом D16T, що відповідає умовам експлуатації деталей кріплення авіаційних конструкцій, корозійну стійкість за умов контактної корозії виробів з цих сплавів.

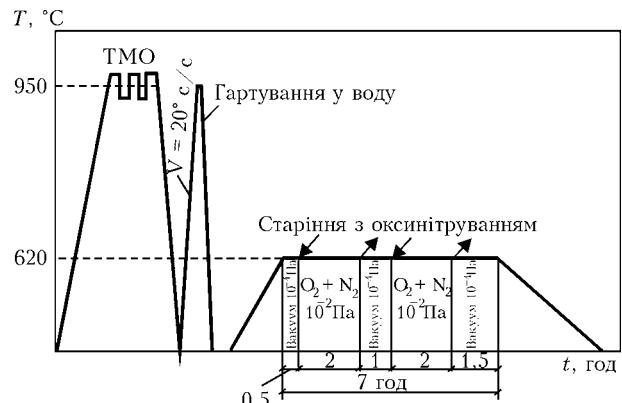


Рис. 6. Технологічна схема поверхневого модифікування деталей кріплення з титанового сплаву BT22

Аналіз отриманих результатів дозволяє зробити висновок про можливість і доцільність поєднання процесів старіння та модифікування (оксинітрування) поверхні у єдиному технологічному циклі термомеханічної обробки напівфабрикатів зі сплаву BT22 та запропонувати відповідну технологічну схему (рис. 6) для забезпечення балансу міцностіних, утомних, трибологічних та корозійних характеристик на заданому рівні.

Висновки

- Оптимізовано фазовий склад модифікованого шару за результатами рейтингових досліджень на фретинг-корозію зразків сплаву BT22 з оксидними та оксинітридними шарами, сформованими за умов старіння ($T = 620 \pm 50$ °C, $t = 7$ год), суміщеного з термодифузійним насиченням з розрідженою газовою середовищем. Встановлено, що за усіма показниками (зміною маси зразків і контрзразків та величиною їх середнього лінійного зно-

су) після випробувань в умовах фретинг-корозії з нанесенням шару ВАП-2 (MoS_2) та без нього, за різних рівнів навантаження (умовно помірний — $P = 9,8 \text{ МПа}$ та умовно жорсткий — $P = 19,6 \text{ МПа}$) на базі випробування $N = 5 \cdot 10^5$ циклів найкращі результати показали оксинітридні шари. Однак найбільшу фретингостійкість у парі тертя «сплав ВТ22—сплав Д16Т» забезпечує поєднання оксинітрування з нанесенням шару MoS_2 . За таких умов у розвитку фретинг-корозії не спостерігається адгезійної складової і схоплення, що характерно для сплаву ВТ22 з оксидним покриттям і особливо без модифікованого шару.

2. Результати комплексних досліджень зразків з прутків титанового сплаву ВТ22, виготовлених за розробленою у ІМФ НАН України технологією термомеханічної обробки з формуванням гарантованої дрібнозернистої глобулярної структури металу, та термозміцненіх за умов старіння, суміщеного з модифікуванням поверхні металу домішками втілення з формуванням оксинітридної плівки, засвідчили, що така обробка практично не впливає на короточасну міцність та пластичність металу ($\sigma_b = 1320\text{--}1350 \text{ МПа}$, $\delta = 9\text{--}10 \%$, $\psi = 25\text{--}30 \%$), але на 10–15 % знижує міцність від утоми за умов обертового згину. Спостерігається позитивний вплив оксинітрування на корозійну стійкість за умов контактної корозії ВТ22–Д16 у «кислому дожі» та антифрикційні властивості поверхні металу, а нанесення шару ВАП-2 додатково підвищує

ці характеристики (густина струму корозії зменшується майже на порядок, а коефіцієнт тертя на 25–35 %).

3. Запропонована технологічна схема модифікування поверхні (оксинітрування) сплаву ВТ22 суміщеного зі старінням у єдиному технологічному циклі для забезпечення балансу міцності, утомності, трибологічних та корозійних характеристик на заданому рівні.

1. Технология производства титановых самолетных конструкций / А.Г. Братухин, Б.А. Колачев, В.В. Садков и др. — М.: Машиностроение, 1995. — 448 с.
2. Lutjering Gerd, Williams James C. Titanium. — Berlin: Heidelberg, 2007. — 442 р.
3. Горынин И.В., Чечулин Б.Б. Титан в машиностроении. — М.: Машиностроение, 1990. — 400 с.
4. Федірко В.М., Погрелюк І.М. Азотування титану та його сплавів. — К.: Наук. думка, 1995. — 221 с.
5. Вплив параметрів модифікувального кисневмісного середовища на оксинітрування титанових сплавів / І.М. Погрелюк, В.М. Федірко, О.І. Яськів та ін. // Фіз.-хім. механіка матеріалів. — 2009. — **45**, № 6. — С. 23–31.
6. Маленков М.И., Карапущин С.И., Тарасов В.М. Конструкционные и смазочные материалы космических механизмов. — С.-Пб.: Балт. гос. техн. ун-т, 2007. — 54 с.
7. Механика руйнування і міцність матеріалів: Довідн. пос. / Під заг. ред. В.В. Панасюка. — Т. 9: Міцність і довготривалість авіаційних матеріалів та елементів конструкцій / Під ред. О.П. Осташа і В.М. Федірка. — Львів: Сполом, 2007. — 1068 с.
8. Беркович И.И., Громаковский Д.Г. Трибология. Физические основы, механика и технические приложения. — Самара: Самарск. гос. техн. ун-т., 2000. — 268 с.
9. Голего Н.Л. Аляб'єв А.Я., Шевеля В.В. Фреттинг-коррозия металлов. — К.: Техніка, 1974. — 272 с.

ПРОЕКТ 8.12.2

Розробка математичних методів розрахунку залишкових напружень, мікроструктурного стану та довговічності наплавлених робочих органів й елементів конструкцій машин і механізмів з врахуванням їх зношування

УДК 621.791.92:004.67

ПРОГНОЗИРОВАНИЕ РЕСУРСА ЭКСПЛУАТАЦИИ НАПЛАВЛЕННЫХ ИНСТРУМЕНТОВ И ОСНАСТКИ ДЛЯ ГОРЯЧЕГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ МЕТАЛЛОВ И СПЛАВОВ

И.К. СЕНЧЕНКОВ¹, д-р физ.-мат. наук, **И.А. РЯБЦЕВ²**, д-р техн. наук, **О.П. ЧЕРВИНКО¹**, канд. физ.-мат. наук,
И.И. РЯБЦЕВ², канд. техн. наук, **А.А. БАБИНЕЦ²**, инж.

(¹Ин-т механики им. С.П. Тимошенко НАН Украины,

²Ин-т электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины)

Проведено математическое моделирование текущего и остаточного напряженно-деформированного состояния, а также микроструктуры валка горячей прокатки при многослойной наплавке и последующей эксплуатации в условиях одновременного действия циклических механических и термических нагрузок. Полученные данные являются основой для прогнозирования ресурса эксплуатации наплавленных инструментов для горячего деформирования металлов.

Ключевые слова: многослойная наплавка, прокатный валок, численное моделирование, напряжения, микроструктура, ресурс, термоусталость

Технология многослойной наплавки широко применяется при изготовлении и восстановлении деталей машин и механизмов. Особое место среди них занимают детали, работающие в условиях высокотемпературного термомеханического циклического нагружения. К ним относятся, в частности, валки горячей прокатки, штампы горячего деформирования металла, ролики МНЛЗ и т. п. [1].

Оценка работоспособности и долговечности таких деталей включает решение двух основных задач: расчет остаточного технологического и эксплуатационного напряженно-деформированного и микроструктурного состояния наплавленных деталей; расчет долговечности и ресурса деталей на основе критерии термоусталостной прочности.

Первая задача решается с использованием методов численного моделирования термомеханических процессов [2, 3]. Для решения второй задачи привлекаются критерии термической усталости, развитые в работах [4, 5].

Для расчетов разработана методика, основанная на подходе, приведенном в работах [6, 7]. Методика базируется на теории растущих тел, модели течения Боднера–Партома, термокинетических диаграммах распада переохлажденного аустенита и методе конечных элементов.

В принятой схеме расчета процессы наплавки и последующего эксплуатационного циклического

термического и механического нагружения прокатного валка рассматриваются как единый процесс. Предполагается, что валок подпирается опорным валком и не испытывает деформации изгиба.

Расчеты проводили для валка горячей прокатки из стали 50ХФА с гладкой рабочей бочкой. Валок устанавливается в черновой клети, в которой деформируются максимально нагретые заготовки. При изготовлении или ремонте на валок наплавляется подслой сплошной проволкой Св-08 и наружный износостойкий слой порошковой проволкой ПП-Нп-25Х5ФМС. Диаметр бочки валка 1435 мм, длина 1565 мм. На рис. 1 приведена конечно-элементная разбивка, использованная в расчетах. Задача является трехмерной и не может быть эффективной для практических расчетов. Учитывая двухстадийный характер процесса – наплавка и эксплуатация, а также геометрию валка, предлагается следующий подход к решению задачи с практической точки зрения: стадия наплавки моделируется в рамках осесимметричной постановки задачи; стадия эксплуатации описывается в рамках задачи о плоской деформации для осевого сечения цилиндра. При этом постановка задачи для стадии 2 учитывает остаточные деформации, напряжения, упрочнение и микроструктуру, сформированные на стадии наплавки.

Моделирование остаточных напряжений в наплавленном валке. Используется упрощенная схема мгновенной наплавки по слоям. Сначала на поверхность валка наплавляется подслой толщиной $h_1 =$

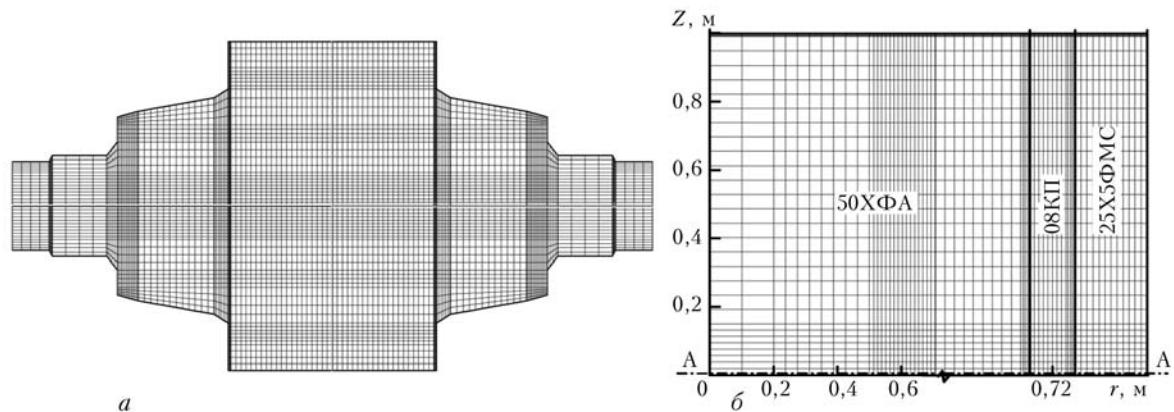


Рис. 1. Конечно-элементная разбивка прокатного валка (а) и его бочки (б) (б – повернуто на 90° по часовой стрелке)

= 5 мм сплошной проволокой Св-08, затем наплавляется износостойкий рабочий слой толщиной $h_2 = 8$ мм из инструментальной стали 25Х5ФМС. Обобщенными параметрами напряженно-деформированного состояния являются интенсивности касательных напряжений s_i и пластических деформаций e_i^p , $s_i = \left(\frac{1}{2} s_{ij} s_{ij} \right)^{1/2}$, $e_i^p = \left(\frac{1}{2} e_{ij}^p e_{ij}^p \right)^{1/2}$, а также максимальное главное напряжение σ_1 .

На рис. 2, а показано остаточное распределение объемных концентраций фаз C^ξ , $\xi = a, f, p, b, m$ (a – аустенит; f – феррит; p – перлит; b – бейнит; m – мартенсит), а также характеристики e_i^p и s_i (рис. 2, б). Наплавленный наружный слой имеет преимущественно мартенситную структуру, подслой – ферритную, а в основном металле в ЗТВ формируется бейнитоперлитная структура (рис. 2, а).

Анализ этих характеристик показывает, что пластические деформации в наплавленных слоях не превышают 6 % и практически отсутствуют в основном металле. В наплавленных слоях интенсивность напряжений значительно ниже упрочненного предела текучести сталей, т. е. они находятся в упругом состоянии.

Моделирование напряженно деформированного состояния валка при эксплуатационном цик-

лическом термическом и механическом нагружении. Задача формулируется в рамках плоской деформации для срединного сечения бочки (см. рис. 1, а). В полярной системе координат $r\phi$ в этом сечении граничные условия для участков нагружения валка горячей полосой $|\phi^*| < \phi_0$ и опорным валком $|\phi^* + \pi| < \phi_0$ принимаются в виде:

$$\begin{aligned}\sigma_{rr} &= \sigma(\phi^*), \quad \sigma_{rz}(\phi^*) = 0, \quad |\phi^*| < \phi_0, \\ \sigma_{rr} &= \sigma(\phi^*), \quad \sigma_{rz}(\phi^*) = 0, \quad |\phi^* + \pi| < \phi_0,\end{aligned}\quad (1)$$

для термической нагрузки:

$$\theta = \theta(\phi^*), \quad 0 < \phi^* < 2\pi, \quad (2)$$

где $\phi^* = \phi - \omega t$; ω – угловая скорость вращения валка.

Распределение температуры на поверхности валка $\theta(\phi)$ показано на рис. 3.

Для функции $\sigma_{rr}(\phi^*)$ приближенно принимается нормальное распределение для задачи Герца о гладком контакте [8]: $\sigma_{rr}(\phi^*) = \sigma_0 \sqrt{1 - (\phi^*/\phi_0)^2}$, где $2\phi_0$ – область действия нагрузки. С использованием расчетной методики [8] контактного взаимодействия получено значение $\sigma_0 = 300$ МПа. Принимается, что $\phi_0 = 17,6^\circ$.

На рис. 4, а показана конечно-элементная сетка осевого сечения валка, на рис. 4, б – фрагмент

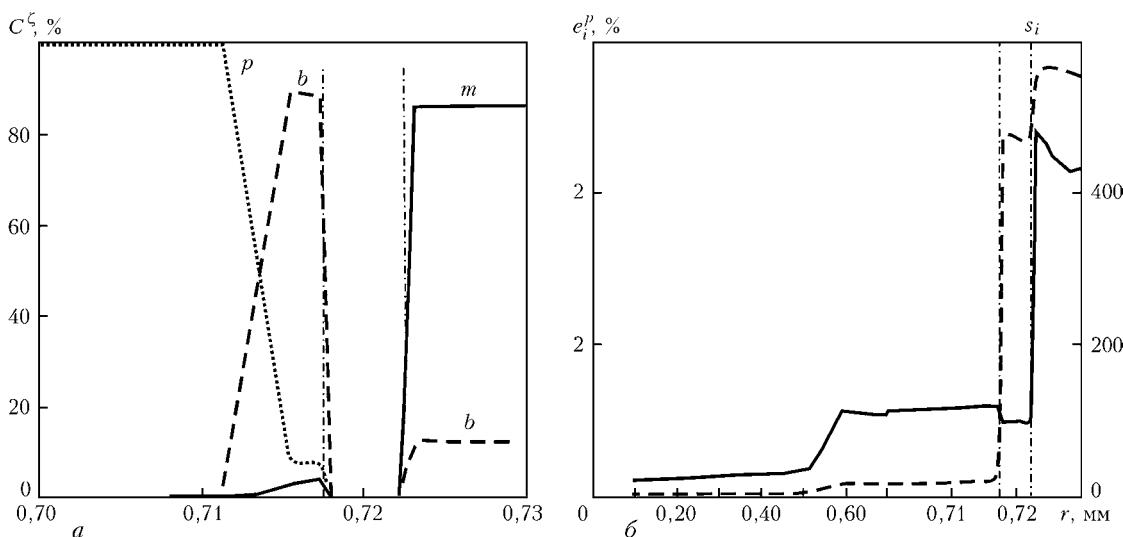


Рис. 2. Микроструктурное (а) и напряженно-деформированное (б) состояние наплавленного прокатного валка

сетки (штриховой квадрат на рис. 4, *a*), сгущенной в области наплавленных слоев. Здесь же указаны марки стали слоев. Числами показаны номера узловых точек конечно-элементной сетки на границах слоев. На рис. 4, *a* стрелки (p , θ) и (p) показывают области действия на валок прокатываемой полосы и опорного вала.

Результаты расчетов касательных напряжений s_i , максимального главного напряжения σ_1 компонент тензора напряжений, отвечающих стадии установившегося циклического процесса, показаны на рис. 5. Валок быстро проходит через зону контакта с горячей полосой, поэтому в температурном цикле отсутствует выдержка при температуре $\theta_{\max} \approx 800^{\circ}\text{C}$. В силу этого эффектом релаксации в цикле можно пренебречь.

Установившиеся пластические деформации не изменяются во времени. Циклы интенсивности напряжений s_i (рис. 5, *a*) и максимального главного напряжения σ_1 (рис. 5, *b*) имеют весьма сложную асимметричную форму. При этом в цикле σ_1 имеются интервалы растягивающих напряжений. Они обусловлены охлаждением поверхности валка и появляются между моментами контакта с полосой или опорным валком. Эти напряжения реализуются в низкотемпературном интервале цикла $\theta \leq 200^{\circ}\text{C}$, поэтому деформациями ползучести можно пренебречь.

На рис. 6 сплошными линиями показаны радиальные распределения s_i для различных значений угла ϕ . Штриховой линией показана интенсивность остаточных напряжений. Видно, что внешняя термомеханическая нагрузка повышает уровень остаточных напряжений в точке на 70 %, при этом s_i остается ниже предела текучести s_{iT} при расчетной температуре.

Поверхность наружного слоя (точка 1072) находится в неблагоприятных условиях с точки зрения термического усталостного разрушения. В ней

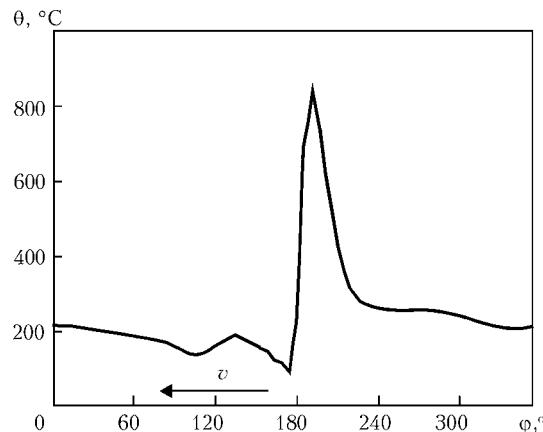


Рис. 3. Распределение температуры на поверхности валка (максимальная температура ($\phi \approx 180^{\circ}$) соответствует области контакта с нагретой прокатываемой заготовкой)

достигаются пиковые значения температуры и максимальной амплитуды характеристик напряжения σ_1 и s_i . При этом пластические деформации не изменяются во времени $\Delta\varepsilon^P = 0$. Неблагоприятной зоной, с точки зрения статического разрушения, является граница наружного и внутреннего слоев (точка 912). Здесь накапливается максимальная пластическая деформация, однако, температура не превышает 210°C .

Существенно циклически нагруженным может оказаться подслой, поскольку сталь, наплавленная проволкой Св-08, имеет низкий предел циклической выносимости. Определение слабого звена в наплавленном валке связано со значением конкретных параметров нагрузки θ_{\max} и σ_0 , а также усталостных характеристик наплавленных слоев.

Оценка термической усталости валка. При оценке неизотермической термоусталости наружного наплавленного слоя валка, испытывающего пиковые температуры $\theta_{\max} \geq 800^{\circ}\text{C}$, используется модель Дульнева–Бычкова [5, 9]. Она экспериментально обоснована для широкого класса жаропрочных материалов при максимальной темпера-

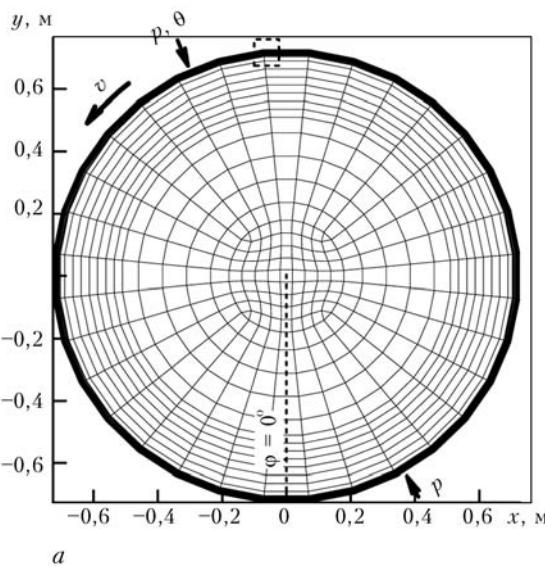
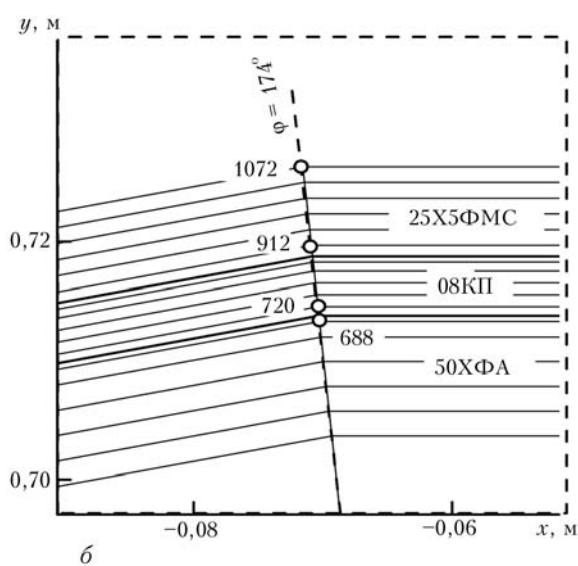


Рис. 4. Конечно-элементная сетка и схема нагрузки валка: *a* — полное осевое сечение; *б* — фрагмент 1 сетки и номера контрольных узлов



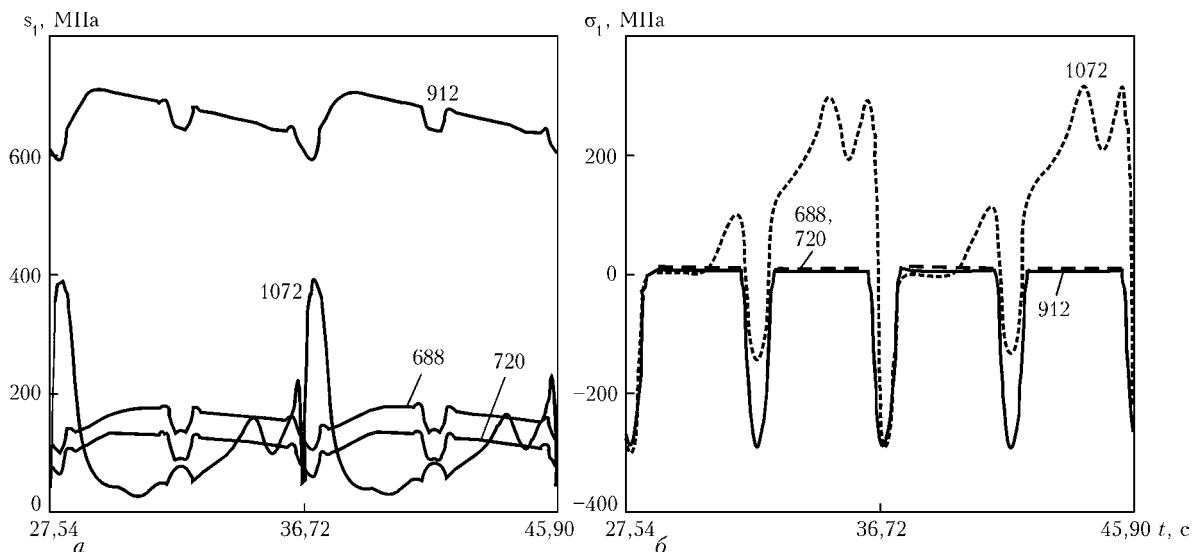


Рис. 5. Изменение интенсивности касательных напряжений s_i и максимального главного напряжения σ_1 компонент тензора напряжений

туре цикла $\theta_{\max} \approx 1000$ °C и учитывает асимметрию цикла напряжений.

Уравнения кривых предельного состояния записываются в виде:

при $\sigma_m > 100$ МПа:

$$\lg N_1 = (\lg N_{-1} + 0,6) \frac{(\sigma_B^{\theta_{\min}} - \sigma_a) - \sigma_m}{(\sigma_B^{\theta_{\min}} - \sigma_a) - \sigma_m^{opt}} - 0,6; \quad (3)$$

при $\sigma_m < 100$ МПа:

$$\lg N_1 = (\lg N_{-1} + 0,6) \frac{(\sigma_B^{\theta_{\max}} - \sigma_a) - \sigma_m}{\sigma_B^{\theta_{\max}} - \sigma_a} - 0,6; \quad (4)$$

при $\sigma_m = 0 \div 100$ МПа:

$$N = N_{-1}, \quad (5)$$

где N_1 — количество циклов до разрушения при действии статической нагрузки σ_m ; N_1 — количество циклов до разрушения при испытаниях в тех же условиях, но без дополнительной статической нагрузки; $\sigma_B^{\theta_{\min}}$ и $\sigma_B^{\theta_{\max}}$ — временное сопротивление материала при нижней (θ_{\min}) и верхней (θ_{\max}) температурах цикла; $\sigma_a = \Delta\sigma/2$ — амплитуда термического нагружения в цикле; σ_m^{opt} — оптимальное значение дополнительной механической на-

грузки, при которой долговечность максимальная. Для жаропрочных сплавов можно принять $\sigma_m^{opt} = 100$ МПа в области $\theta_{\max} = 650 \div 900$ °C.

Для оценки малоциклической усталости промежуточного слоя и основного металла, где $\theta_{\max} \leq 200$ °C, рекомендуется использовать зависимость Менсона:

$$\Delta\varepsilon = \frac{3,5(\sigma_B - \sigma_m)}{E} N_1^{-0,12} + \left(\ln \frac{1}{1 - \psi} \right)^{0,6} N_1^{-0,6}, \quad (6)$$

где $\Delta\varepsilon$ — размах полной деформации; E , ψ — исходные механические свойства, определенные при максимальной температуре цикла.

Для обобщения уравнений (3)–(6) на случай многоосного состояния необходимо заменить одноосное напряжение σ на соответствующее напряжение, отвечающее характеру разрушения. В оценочных расчетах σ заменяется на σ_1 при хрупком разрушении и на $\sqrt{3}s_i$ в случае вязкого разрушения.

Экспериментальным признаком разрушения согласно критериям (3)–(6) является появление трещины заданной малой длины l_0 , обычно $l_0 = 0,1 \div 1,0$ мм. Между тем ресурс многих элементов конструкций не исчерпывается появлением трещин достаточно малой длины. Поэтому вторая стадия ресурса может реализоваться при наличии трещины и исчерпывается при достижении ее длиной l критического значения l_{cr} .

Количество циклов до разрушения N_2 определяется интегрированием уравнения скорости роста трещины типа Периса:

$$l_{cr} - l_0 = \int_0^{N_2} f(K_{1\min}, K_{1\max}, K_{th}, K_{1c}, r_\sigma, \theta, E, \sigma_{02}, \dots) dN, \quad (7)$$

либо разрушение определяется условием $K_{1\max} = K_{1c}$; причем $K_{1\min}$, $K_{1\max}$, K_{th} , K_{1c} — значения

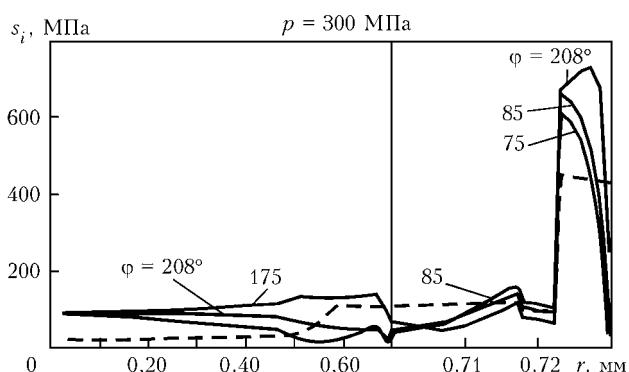


Рис. 6. Распределение интенсивности касательных напряжений s_i по радиусу для различных значений φ (штриховая линия — остаточные значения s_i после наплавки)

коэффициента интенсивности напряжений; r_σ — параметр асимметрии цикла; E, σ_{02} — механические характеристики материала.

Конкретные формы функции f и отвечающие им диаграммы роста усталостных трещин проанализированы в работе [10]. Уравнение (7) после конкретизации параметров должно быть включено в постановку задачи и интегрироваться в рамках шаговой по времени схемы ее решения. Количество циклов N_2 , отвечающее за достижение трещин некоторого критического значения длины l_{cr} , после суммирования со значением N_1 , отвечающим стадии инициирования трещины, определяет ресурс эксплуатации наплавленной детали.

Оценим количество циклов N_1 до появления трещины в точке 1072, в которой θ достигает значения θ_{max} . Полагая $\sigma = \sigma_1$ и используя данные на рис. 5, б, находим $\sigma_m = 84$ МПа, $\sigma_a = 216$ МПа. Исходя из данных работ [5, 9], выбираем значение $N_{-1} = 10^4$. По данным [11] находим $\sigma_B^{max} = 480$ МПа. Поскольку $\sigma_m < 100$ МПа, то, используя формулу (4), находим $N_1 = 180$.

Согласно [4] срок эксплуатации таких деталей на стадии инициирования трещины составляет $\approx 3\text{--}10\%$ общего ресурса. Поэтому для данного типа валков черновых клетей, в которых прокатываются максимально нагретые заготовки, общий ресурс до появления трещин термической усталости некоторого критического значения можно оценить как $N = N_1 + N_2 \approx 10^3$ цикла.

Следует заметить, что на данном этапе расчет, в значительной степени, носит качественный характер, так как не учитывает релаксации термических напряжений после появления трещин термической усталости и некоторых других факторов. При этом в результате релаксации напряжений распространение трещин в глубину детали может тормозиться и они не будут переходить в основной металл. По этой причине допустимость наличия таких трещин для конкретного типа валков определяется требованиями технической документации.

Выводы

1. Разработаны методы математического моделирования временного и остаточного напряженно-деформированного и микроструктурного состояния при наплавке цилиндрических деталей из валковых и штампованных слоями из ферритно-перлитных и мартенситных сталей.

2. Проведен расчет напряженно-деформированного состояния и микроструктуры валка из стали 50ХФА при многослойной наплавке и при прокатке горячего металла. Получены средние и амплитудные значения характеристик напряженного состояния, позволяющие на основе современных критериев термической усталости и уравнений скорости роста трещин оценить ресурс валков и других деталей, работающих в условиях циклического термомеханического нагружения.

1. Рябцев И.А. Наплавка деталей машин и механизмов. — К.: Екотехнологія, 2004. — 160 с.
2. Махненко В.И. Расчетные методы исследования кинетики сварочных напряжений и деформаций. — К.: Наук. думка, 1976. — 320 с.
3. Radaj D. Welding residual stresses and distortion. Calculation and measurement. — Dusseldorf: DVS Verlag GmbH, 2003. — 396 р.
4. Гецов Л.Б. Детали газовых турбин. — Л.: Машиностроение, 1982. — 296 с.
5. Дульнев Р.А., Котов П.И. Термическая усталость металлов. — М.: Машиностроение, 1980. — 200 с.
6. Examination of the thermomechanical state of cylindrical components deposited with layers of austenitic and martensitic steels / I.K. Senchenkov, O.P. Chervinko, E. Turyk, I.A. Ryabtsev // Weld. Int. — 2008. — 22, № 7. — Р. 457–464.
7. Расчетный метод оценки термической стойкости наплавленного металла И.К./ Сенченков, И.О. Рябцев, О.П. Червинко, И.А. Кондратьев // Свароч. пр-во. — 2010. — № 7. — С. 3–8.
8. Джонсон К. Механика контактного взаимодействия. — М.: Мир, 1989. — 510 с.
9. Дульнев Р.А., Бычков Н.Г. Термическая усталость жаропрочных материалов при асимметричном нагружении // Пробл. прочности. — 1976. — № 5. — С. 19–24.
10. Махненко В.И. Ресурс безопасной эксплуатации сварных соединений и узлов современных конструкций — К.: Наук. думка, 2006. — 618 с.
11. Гольденблат И.И., Безухов Н.И., Бажанов И.И. Расчеты на прочность, устойчивость и колебания в условиях высоких температур. — М.: Машиностроение, 1965. — 568 с.

ПРОЕКТ 8.13

Дослідження властивостей та промислові випробування пресованих сплавів для напайок на бандажні полиці лопаток ГТД з метою подовження міжремонтного ресурсу авіаційних двигунів

УДК 669.018.25+669.018.85

ЗНОСОСТИЙКІ ПОРОШКОВІ СПЛАВИ ДЛЯ ЗМІЦНЕННЯ БАНДАЖНИХ ПОЛИЦЬ ЛОПАТОК ГАЗОТУРБІННИХ ДВИГУНІВ

Т.С. ЧЕРЕПОВА¹, Г.П. ДМИТРІЄВА¹, кандидати техн. наук, Н.В. АНДРІЙЧЕНКО², інж.

(¹Ін-т металофізики ім. Г.В. Курдюмова НАН України,

²ДП «ЗМКБ «Прогрес»)

Розроблено сплави на основі кобальту з підвищеним вмістом карбіду титану для зміцнення бандажних полиць лопаток газотурбінних двигунів, що отримані методом порошкової металургії. Наведено результати експериментальних досліджень їх властивостей: структури, температури плавлення, жаро- і зносостійкості. Після закінчення промислових випробувань сплави запропонують до впровадження на ДП «ЗМКБ «Прогрес».

Ключові слова: порошковий сплав, карбід, зносостійкість, жаростійкість, температура плавлення, пористість

Розвиток сучасного авіаційного двигунобудування вимагає створення нових матеріалів із заданими властивостями. На сьогодні існує обмежена кількість авіаційних сплавів, в яких практично досягнуто потенційний теоретичний запас їх властивостей, і вони вже не здатні задовільнити зростаючі вимоги до підвищення жароміцності, жаростійкості, стійкості до термоциклічних навантажень, дії агресивного середовища при високих температурах, зносостійкості [1–3]. Зростання питомої потужності двигунів призводить до збільшення навантаження на робочі лопатки турбіни, що спричиняє інтенсивне зношування контактних поверхонь бандажних полиць. Зміцнення останніх нанесенням литих зносостійких промислових сплавів марок XTH-61 і XTH-62 частково розв'язує цю проблему [4, 5]. Висока зносостійкість до 1100 °C забезпечується в них легованою кобальтовою основою, зміцненою евтектичними дрібними кристалами карбіду на основі карбіду ніобію. Проте вміст карбідних кристалів у цих сплавах обмежений евтектичним складом на діаграмі стану системи Co–NbC і не перевищує за об'ємом 20 %, що спонукало шукати способи збільшення вмісту зносостійкої карбідної фази в литих евтектичних сплавах. Завдяки методу порошкової металургії можна значно збільшити кількість дрібних карбідних кристалів і досягти необхідного дисперсного зміцнення, не знижуючи температуру початку плавлення сплаву. Застосування методів пресування дозволяє виготовляти необхідні за розмірами пластини сплаву і тим самим здійснити значну економію металу та виробничих витрат, порівнюючи з

виготовленням пластин методом плавлення та відливання у форми. Okрім напаювання порошкових сплавів у вигляді пресованих пластин та електроіскрового наплавлення електродами, можна використовувати сплави у вигляді порошкових сумішей, що наносяться методом мікроплазмового порошкового наплавлення.

Перспективними для досліджень виявилися порошкові сплави на основі кобальту, зміцнювальною фазою в яких слугує термодинамічно стабільний, легкий і жаростійкий карбід титану, а легуванням основи можна досягти необхідного рівня жаростійкості. Поєднання пластичної жаростійкої матриці з твердим наповнювачем різної дисперсності забезпечить таким сплавам високу зносостійкість. Слід зауважити, що при виготовленні подібних сплавів плавленням у керамічних тиглях хімічна активність титану не дозволяє використовувати його як карбідоутворювальний елемент, тим більше, при його високому вмісті у сплаві.

Однією з проблем, що виникає при створенні порошкових пресованих сплавів, є відпрацювання комплексу легуючих компонентів, який забезпечить стійкість до окиснення при високих температурах, стабільність структури при зміні умов роботи, високу температуру плавлення. На основі результатів вивчення впливу легуючих домішок на температуру плавлення і властивості сплавів кобальту з карбідами, об'єктами дослідження обрано багатокомпонентні системи на основі карбіду титану із складною зв'язкою Co–Cr–Fe–Al. Комплексне легування основи сплавів хрому, алюмінієм і залізом дозволяє значно підвищити жаростійкість при збереженні температури плавлення і високотемпературної зносостійкості. Вочевидь, підвищення вмісту хрому до межі розчинності його в

Таблиця 1. Хімічний склад пресованих порошкових сплавів та їх характеристики щільності

Номер сплаву	Основа Co	TiC		TiH	Cr	Fe	Al	Густини, г/см ³	Пористість, %
		об. %	мас. %						
П 66	55,5	30	17,84	1,16	19,6	2,95	2,95	5,21	25,0
П 74	55,5	30	17,84	1,16	19,6	2,95	2,95	6,74	3,2
П 76	45,83	50	33,8	2,2	15,51	2,33	2,33	6,17	3,1
П 85	50,0	40	25,36	1,64	17,7	2,65	2,65	5,19	10,0
П 87	45,83	50	33,8	2,2	15,51	2,33	2,33	5,71	10,4
П 86	37,33	60	42,73	2,77	13,21	1,98	1,98	5,5	9,5
П 78	29,8	70	53,06	3,44	10,54	1,58	1,58	5,39	6,7
П 72Л	51,36	38	25,0	—	18,18	2,73	2,73	6,6	0
П 73Л	51,36	38	23,48	1,52	18,18	2,73	2,73	6,6	0
П 90	50,0	40	25,36	1,64	17,7	2,65	2,65	6,39	4,2
П 91	43,83	50	33,8	2,2	15,51	2,33	2,33	5,89	7,5

Примітка. 1. Тут і в табл. 2 сплави, позначені літерою Л, отримано з тих же порошків що литі сплави з максимально можливим для дугової плавки вмістом карбіду, які взяті для порівняння як еталон з нульовою пористістю. 2. Пористість у сплавів П 85, П 87 визначено приблизно (незначне витікання зв'язки).

кобальті також буде позитивно впливати на жаростійкість і високотемпературну зносостійкість, однак високий вміст хрому небезпечний через імовірність утворення крихкої σ -фази.

Відпрацювання технології отримання порошкових композицій полягала в розмелюванні порошкових сумішей в планетарному млині та активованому спікенні при гарячому пресуванні. Для виготовлення пресованих зразків використовували достатньо чисті порошки кобальту, хрому, алюмінію, заліза і карбіду титану. Для компенсації вільного вуглецю, який завжди присутній в карбіді (в нашому випадку в складі карбіду титану приблизно 1,5 % С), з метою запобігання утворення легкоплавкої евтектики Co–Cr₂₃C₆ в сплаві додатково вводили гідрид титану TiH. В процесі пресування сплавів він запобігає окисненню титану, розкладаючись при підвищенні температури, а звільнений титан зв'язує надлишок вуглецю в карбід. В табл. 1 наведено шихтові склади перспективних сплавів, що підлягали гарячому пресуванню.

Сплави виготовляли методом гарячого пресування на обладнанні СПД-120. Після пресування зразки шліфували до товщини 5–6 мм. Питому вагу у зразків визначали методом гідростатичного зважування; а пористість — з відношення фактичної густини до розрахованої. Мікротвердість досліджених зразків була в межах 10–12 ГПа.

Металографічний аналіз зразків (рис. 1) виявив їх досить дрібнозернисту структуру — розмір частинок основної фракції становить 1–7 мкм, але розмір пор був різний. У високопористому зразку, наприклад П 66, він сягає 30–50 мкм, внаслідок чого в них можуть виникати підвищені внутрішні напруження, що може привести до посиленого зношування і руйнування сплаву. Висока пористість (до 30 %) також свідчить про наявність наскрізних пор, що призводить до підвищеного окиснення матеріалу.

Температуру плавлення гарячепресованих матеріалів визначено методом диференціального термічного аналізу на приладі марки ВДТА-8М. В

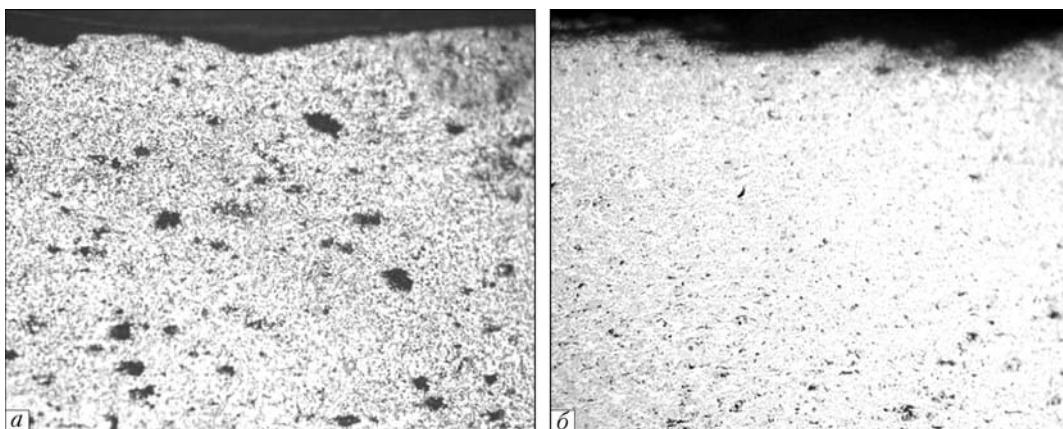


Рис. 1. Мікроструктури ($\times 100$) порошкових сплавів: високо- П 66 (а) та низькопористого П 76 (б)

Таблиця 2. Температура плавлення і жаростійкість сплавів

Номер сплаву	Температура плавлення, °C	Збільшення маси, $\Delta m \cdot 10^{-5}$, г/мм ²				
		10 год	20 год	30 год	40 год	50 год
П 74	1350	4,098	6,831	18,85	24,04	28,96
П 76	1325	5,6	7,67	9,14	10,32	11,8
П 85	1320	18,39	29,502	37,55	40,99	48,27
П 87	1315	20,16	26,703	28,61	30,25	30,79
П 86	1310	32,55	38,936	49,79	57,02	64,89
П 78	1300	29,27	44,058	58,26	67,82	78,55
П 90	1310	10,9	16,73	17,82	20,36	25,09
П 91	1300	13,89	23,41	27,38	32,94	36,9
П 84Л	1300	4,19	6,886	8,68	8,98	10,48
П 72Л	1310	2,61	4,56	5,21	5,21	6,19
П 73Л	1300	3,82	5,835	6,84	7,04	8,45
XTH-62	1320	6,63	12,155	9,78	6,67	4,9

досліджених сплавах відсутні будь-які перетворення при нагріванні до температури плавлення, що свідчить про відсутність додаткових легкоплавких фаз. Сплави зберігають форму до 1400 °C, що важливо для технології їх застосування.

Випробування сплавів на жаростійкість проводили на повітрі при 1100 °C. При нагріванні та охолодженні зразків разом з піччю здійснювали вимірювання їх ваги через кожні 10 год при загальний витримці 50 год. Збільшення маси Δm , віднесене до одиниці площи поверхні, визначали за результатами зважування зразків після кожного зазначеного терміну відпалау (табл. 2). Для порівняння в таблиці наведено результати вимірювання жаростійкості за тих же умов експерименту для літих сплавів (з нульовою пористістю) і сплаву XTH-62. Результати експериментальних досліджень жаростійкості на повітрі при 1100 °C свідчать, що ця характеристика матеріалу тісно пов'язана з його щільністю, тобто пористість порошкових сплавів має визначальний характер. Порівняння приросту маси зразків з однаковим вмістом карбіду титану (50 об. %), але з різною пористістю (3,2 і 25 %) дає майже лінійну залежність цих величин (рис. 2).

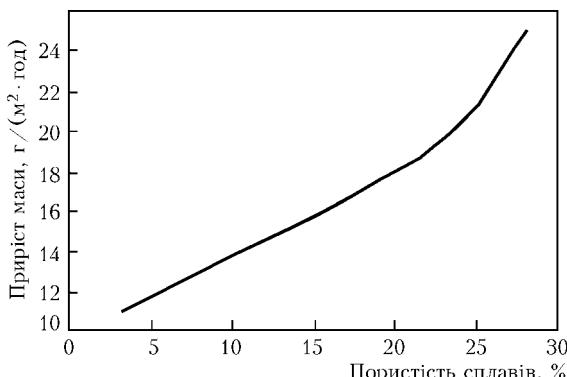


Рис. 2. Залежність жаростійкості порошкових сплавів від пористості

Слід зауважити, що не варто очікувати чіткої кореляції між хімічним складом і жаростійкістю сплавів, оскільки в цьому випадку суттєву роль грає їх пористість, а вона неоднакова. Досягти найнижчих показників пористості для всіх зразків неможливо. Однак відсутність окалини в тиглях після досліджень, збереження форми і гладенькі поверхні зразка свідчить про одинаковий порядок високотемпературної стійкості сплавів до окиснення на повітрі, а значить про правильний вибір комплексу легування. Найвища жаростійкість притаманна, звичайно, литим сплавам, які на відміну від порошкових позбавлені такого недоліку, як пористість і збільшення активної поверхні. Отже, отримання жаростійких порошкових сплавів кобальту з карбідом титану пов'язано з технологією виготовлення матеріалу з мінімальною пористістю.

Базові випробування на зносостійкість пресованих порошкових сплавів проведено в Київському національному авіаційному університеті на установці МФК-1. Це обладнання дозволяє проводити дослідження фретинг-корозії в діапазоні частот 10–30 Гц при нормальному тиску до 40 МПа і амплітудах вібропереміщення 0,001–2,5 мм. Перед випробуваннями робочі поверхні зразків шліфували на верстаті до однакової шорсткості. Середній лінійний знос зразків вимірювали згідно з ГОСТ 23.211–80.

Здатність матеріалу протидіяти зношуванню за рахунок поверхневого руйнування, в тому числі викришування, можна встановити, досліджуючи зносостійкість за різні проміжки часу. За умов віброциклічної взаємодії (фретинг-процес без розкриття стику) за одиницю вимірювання взято 100 тис. циклів навантаження. Цілком очевидно, що зі збільшенням часу випробування інтенсивність зношування буде зростати. Трибологічні випробування досліджуваних сплавів проводили за таких умов: температура 650 °C, амплітуда коли-

Таблиця 3. Середній лінійний знос сплавів при 650 °С, мкм

Номер сплаву	Склад, об. %	Пористість, %	Кількість циклів, тис.			
			100	200	400	1000
П 78	Co _{лег} + 70 % TiC	6,7	4	7	11	19
П 74	Co _{лег} + 30 % TiC	3,2	2	4	10	16
П 76	Co _{лег} + 50 % TiC	3,1	0	1	3	5
П 87	Co _{лег} + 50 % TiC	10,4	0	2	5	8
ХTH-62	Co _{лег} + 20 % NbC	0	5	9	23	38

вань 120 мкм, навантаження 30 МПа. Досліджували порошкові сплави з різним вмістом карбіду титану (30, 50 і 70 об. %) і різною пористістю та литий сплав XTH-62 (табл. 3). У випадку з порошковими сплавами з високим вмістом карбіду титану не завжди вдавалось оцінити середній лінійний знос, особливо при незначній тривалості часу випробувань. У таких випадках (в з'язку з тим, що його значення не перевищувало 1 мкм — нижню межу вимірювань) в таблиці нуль проставлено.

За результатами випробувань можна стверджувати, що зносостійкість порошкових сплавів є вищою за зносостійкість літого сплаву XTH-62, що пояснюється високим вмістом карбідної фази в них. Причому збільшення кількості карбідної фази підвищує зносостійкість (сплави П 74 і П 76 — однакової щільноті з 30 та 50 % карбідної фази). Сплав з вмістом карбіду 30 % зношується значно швидше, ніж сплав з 50 %, хоча загальне пошкодження залишається невеликим. Це можна пояснити розвитком абразивного зношування, оскільки розмір карбідних частинок менший за міжкарбідний проміжок, що дозволяє їм взаємодіяти безпосередньо з матрицею і пошкоджувати її. Однак найбільш інтенсивне зношування серед порошкових сплавів спостерігається у матеріалі з найвищим вмістом карбіду титану (П 78). Це можна пояснити недостатньою товщиною міжкарбідних прошарків матриці, яка за таких умов втрачає значну частину міцності і не може ефективно утримувати частинки зміцнювальної фази, що очевидно, призводить до її викишування.

Сплави з однаковим вмістом наповнювача, але різною пористістю зі збільшенням циклів випробувань зношуються неоднаково. Так, зношення сплаву П 76 менше, ніж сплаву П 87. Очевидно, що наявність структурної неоднорідності у вигляді порожнин сприяє більш швидкій зміні геометрії поверхонь в зоні тертя. Значення зносу сплаву П 76 в обраному діапазоні часу випробувань найменш інтенсивне. Тут значну роль відіграє пористість сплаву і значний вміст карбідної фази. При такій її кількості тертя відбувається на поверхні зерен карбіду, які мають високу твердість, міцність та стійкість до абразивного зношування. Гістограма (рис. 3) характеризує лінійний знос порошкового сплаву П 76 з вмістом карбіду титану 50 об. % та литих евтектических сплавів з 20 об. % карбіду ніобію (XTH-62) і 30 об. % карбіду титану (П 69).

При температурі 650 °С сплав П 76 перевищує за зносостійкістю сплав П 69 в 1,6 раза, а сплав XTH-62 — в 16 разів. Сплав П 76 визначене оптимальним і піддано випробуванню на зношування при температурах в діапазоні від 300 до 1050 °С разом з литими сплавами П 69 (30 % TiC) і XTH-62. Результати випробувань за умов сталого навантаження 30 МПа, амплітуди 120 мкм та частоти коливань 30 Гц приведено на рис. 4. На базі випробувань 5·10⁶ циклів температура становила 300, 650, 800 і 1050 °С.

Як видно, з підвищенням температури зносостійкість всіх досліджених сплавів знижується. В діапазоні температур від 20 до 800 °С сплав П 76 зношується рівномірно, без значного зростання, тобто має рівномірне зношування. При температурі 800 °С спостерігається зростання інтенсивності зношування сплаву П 76 в 2 рази, сплаву П 69 — в 3,6 раза, а сплаву XTH-62 в 4 рази порівняно з температурою 650 °С. Високі трибологічні характеристики сплаву П 76 підтверджено випробуваннями при температурі 1050 °С, де він має високу ненасичену здатність та опір зношуванню, що робить його перспективним як матеріал для зміцнення бандажних полицеь лопаток газотурбінного двигуна.

Таким чином, найбільш суттєвим фактором, що впливає на зношування сплавів за умов високотемпературного фретингу на повітрі, є температурний чинник, який найбільше впливає на зміну як фізичних, так і хімічних властивостей матеріалів пар тертя. Разом зі встановленням впливу механічних факторів на зношування, можна обрати саме таке їх поєднання, коли поверхня тертя буде пошкоджуватися мінімально, а, отже, досягати необхідної зносостійкості.

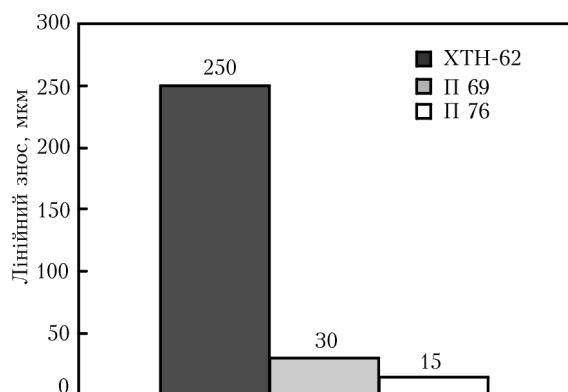


Рис. 3. Лінійний знос сплавів при температурі 650 °С

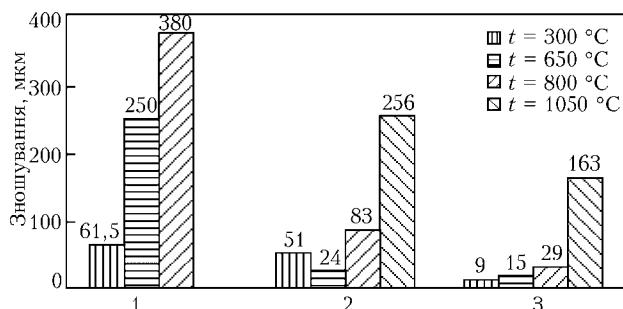


Рис. 4. Зношування за умов високотемпературного фретингу сплавів XTH-62 (1); П 69 (2) і П 76 (3)

Відпрацювання різних технологій нанесення розроблених порошкових сплавів для зміцнення повинне забезпечити надійне з'єднання з матеріалом лопатки при експлуатації. Наносити пресовані порошкові сплави можна аналогічно литим — методом паяння за допомогою високотемпературного припою ВПр-24 чи ВПр-36 порізаних пластин необхідного розміру. Перспективним є також використання порошкового дроту як електродів для відновлення геометрії полиць ремонтних лопаток, пошкоджених під час експлуатації та наплавлення методом аргонодугового зварювання.

Сплави у вигляді порошкових сумішей для зміцнення локальних контактних поверхонь ГТД планується наносити методом мікроплазмового порошкового наплавлення. Методи нанесення порошкових матеріалів, апробація припоїв та порівняння технологічних властивостей литих і порошкових сплавів у рамках проекту — теми подальших досліджень при безпосередній участі зацікавленої сторони — фахівців ЗМКБ «Прогрес».

Висновки

1. Визначено пористість, температуру плавлення та жаростійкість пресованих порошкових сплавів на основі легованого кобальту з вмістом карбіду титану від 30 до 70 об. %.

2. Визначено зносостійкість досліджених сплавів при різних температурах. Встановлено негативний вплив пористості на зносостійкість порошкових сплавів.

3. За результатами випробувань оптимальна структура і властивості, що попереджують розвиток пошкодження поверхонь тертя, а також найвища зносостійкість, притаманні сплавам на основі легованого кобальту з карбідом титану і його вмістом близько 50 об. %.

4. Визначений хімічний склад порошкових сплавів становить основу для розробки перспективних сплавів для подальших досліджень технології їх виробництва, нанесення і випробувань за умов експлуатації.

1. Пейчев Г.И., Замковой В.Е., Ахрамеев Н.В. Новые материалы и прогрессивные технологии в авиадвигателестроении // Технолог. системы. — 2000. — № 2. — С. 5–15.
2. Износостойкие сплавы для контактных поверхностей ГТД / Г.И. Пейчев, А.К. Шурин, Л.И. Ивщенко и др. // Вестн. двигателестроения. — 2006. — № 2. — С. 188–192.
3. Петрик И.А., Переимиловский И.А. Дальнейшее развитие технологии упрочнения бандажных полок лопаток турбин из жаропрочных сплавов // Технолог. системы. — 2001. — № 3. — С. 90–92.
4. Пат. 8240A Україна. Сплав на основі кобальту / А.К. Шурін, Г.П. Дмитрієва, Т.С. Черепова та ін. — Опубл. 29.03.96, Бюл. № 1.
5. Пат. 39450 Україна. Сплав на основі кобальту / А.К. Шурін, Т.С. Черепова, Н.В. Андрійченко, В.Є. Замковий. — Опубл. 25.02.2009, Бюл. № 4.

ПРОЕКТ 8.14

Відновлення форми і розмірів зношених деталей машин і механізмів нанесенням композиційних наноструктурованих покриттів з підвищеними фізико-механічними властивостями

УДК 621.81:621,337

ВІДНОВЛЕННЯ ФОРМИ І РОЗМІРІВ ЗНОШЕНИХ ДЕТАЛЕЙ МАШИН І МЕХАНІЗМІВ НАНЕСЕННЯМ КОМПОЗИЦІЙНИХ НАНОСТРУКТУРОВАНИХ ПОКРИТТІВ З ПІДВИЩЕНИМИ ФІЗИКО-МЕХАНІЧНИМИ ВЛАСТИВОСТЯМИ

І.В. УВАРОВА¹, д-р техн. наук, Р.М. МЕДЮХ¹, інж., В.Ф. ЛОБУНЕЦЬ², канд. техн. наук, Н.Р. МЕДЮХ¹, інж.

¹Ін-т проблем матеріалознавства ім. І.М. Францевича НАН України,

²Київ. нац. авіац. ун-т)

Досліджено способи ремонту та відновлення деталей авіаційної промисловості методами нанесення композиційних електролітичних і багатошарових покриттів, в яких перший шар був Ni–B, а другий наносили методом електрофорезу з використанням карбідів (Cr_3C_2) і боридів (CrB_2) хрому або плазмовим напиленням з молібденового дроту або з неіржавної сталі з наступною термічною обробкою.

Ключові слова: електролітичні композиційні покріття, гальванофоретичні, гальваноплазмові покріття, тертя, абразивний знос

Розробка відносно дешевих методів ремонту та відновлення деталей машин і механізмів за рахунок нанесення на зношенні частини композиційних електролітичних (КЕП), гальванофоретичних (ГФП) та гальваноплазмових (ГПП) покриттів, термічної або хіміко-термічної обробки та електроіскрового легування для подовження терміну їхньої роботи і забезпечення підвищених характеристик їхньої зносостійкості, абразивної стійкості та стійкості до агресивних середовищ є однією з найзлободеніших проблем сьогодення. Відомо багато різних способів одержання покриттів, кожен з яких відповідає тим чи іншим вимогам. На сьогодні найбільш розвиненими є багатошарові покріття, що задовольняють разом кільком параметрам. Вибір техніки для проведення ремонту та відновлення деталей перш за все визначається специфікою галузей їх використання. Так, при використанні КЕП з особливо дрібнозернистими наповнювачами для захисту деталей машин і механізмів їх мікротвердість можна порівняти з твердим хромом, при цьому механічні властивості можуть бути покращені термічною обробкою [1, 2]. В цьому випадку хімічний склад покриттів формується при кімнатній температурі методами електролізу осадженням металів групи заліза з дисперсними наповнювачами на основі бору, карбідів, боридів та силіцидів молібдену, вольфраму, титану, хрому та інших тут-

гоплавких сполук. Необхідні композиційна структура і градієнт концентрацій досягаються наступною термічною, хіміко-термічною і лазерною обробкою, коли на основі нікелю або заліза утворюються евтектики з підвищеною твердістю. Присутність тугоплавких сполук збільшує корозійні й ерозійні властивості покриттів.

Більшість вузлів тертя авіаційної техніки повинні витримувати високі питомі навантаження, ковзання і температури, яка може вміть підвищуватися до 1200 °C. Під час гальмування механічна енергія рухомих елементів переходить у теплову, що також впливає на знос фрикційних матеріалів. Одним з найбільш перспективних матеріалів авіаційної техніки, що використовується головним чином для нанесення покриттів, є композиційні керамічні матеріали. Багатоваріантність фізико-механічних і триботехнічних властивостей композитів, що визначаються сукупністю властивостей матриці й наповнювача, дозволяє одержати унікальні матеріали, які можна використати за умов тертя без мастила [3]. Відомо, що трибоматеріали схильні до самоорганізації під час тертя і мають високу працездатність і адаптацію поверхні до умов роботи завдяки утворенню переходного шару трибосинтезу, хімічний, структурний стан і механічні властивості якого відрізняються від вихідного матеріалу [4, 5].

Як відомо, одними з найважливіших факторів, що визначають опір матеріалів зношуванню, є їхня структура, властивості, взаємне розташування, кількісне співвідношення та характер взаємодії окремих складових структури [6]. При цьому велике

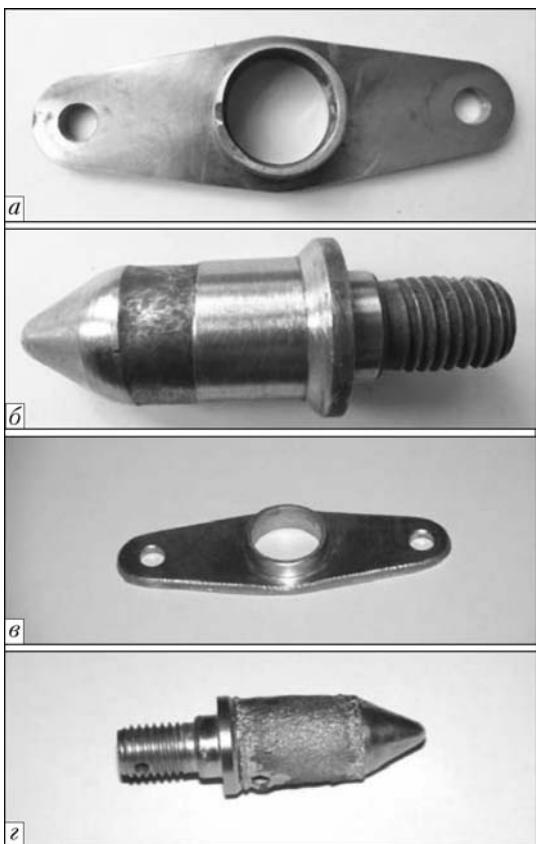


Рис. 1. Зовнішній вигляд стопорної втулки (а) і стопорного пальця (б) замка кріплення кожуха обтічника гвинта двигуна літака АН-24 до (а, б) і після (с, д) нанесення КЕП Ni–В (с) і гальваноплазмового КЕП Ni–В + Mo_{плазм} (д)

значення набувають процеси, що відбуваються на поверхнях тертя.

Браховуючи переваги КЕП як першого шару при ремонті та відновленні низки деталей авіаційної техніки було використано сполучення методів КЕП з плазмовим та електрофоретичним методами нанесення поверхневих шарів.

Методика експерименту. КЕП одержували співосадженням нікелю з дисперсними частинками

аморфного бору розміром близько 1 мкм. Порошки бору вводили до електроліту безпосередньо перед нанесенням КЕП в кількості від 80 г/л і підтримували в зваженому стані, переміщуючи магнітною мішалкою ММ-ЗМ. Саме при вмісті аморфного бору в електроліті 80 г/л досягається евтектичний склад КЕП Ni–В. Покриття досягало товщини 90–100 мкм. Структуру та експлуатаційні властивості таких покріттів змінювали в результаті наступної термічної обробки при температурі 1080–1100 °С, коли утворюється евтектика Ni–Ni₃B. При цьому температура і час обробки впливають на розмір й співвідношення між м'якою і твердою компонентами. Мікротвердість покріттів вимірювали на мікротвердомірі ПМТ-З. Для КЕП вона знаходилась на рівні 120–170 МПа. окрім забезпечення необхідної структури, в результаті термообробки досягався кращий рівень адгезії покриття з деталлю, що ремонтується, та більш висока зносостійкість.

Другим шаром в роботі використано ГФП та ГПП покриття з наступною термічною обробкою з метою проведення рідкофазного спікання. Товщину і щільність покріттів регулювали кількістю рідкої фази. Вивчено також вплив тривалості термообробки в вакуумі (діапазон температур 1080–1100 °С при тривалості ізотермічної витримки 5, 120 та 300 с) на якість ГФП. Використовували особливо дрібнозернисті й нанорозмірні порошки Cr₃C₂, MoC, WC, Cr₃C₂ + CrB₂, плазмове напилення молібденом (дріт діаметром 1,4 мм) як другий шар, які наносили на установці УПУ-ЗД на повітря при силі струму 450 А, напрузі 32–42 В і відстані плазмотрона до поверхні зразка 5–200 мм з витратою газу 15–43 л/хв.

Для випробування матеріалів на тертя і знос використано машину тертя 2070 СМТ-1 та МТ-66 [7]. Дослідження проводили за умов граничного (контр тіло — чавун СЧ24-32 та сталь 45) і сухого тертя. Абразивний знос вивчали на експериментальному обладнанні Бринеля–Хаворта при терті за умов нежорстко закріплених абразивних частинок (ГОСТ 23.20879). Абразивом слугував кварцовий піск зернистістю 220–250 мкм. Перед випробуванням зразки шліфували до жорсткості $R = 0,63$ мкм. Знос заміряли ваговим методом на аналітичних вагах.

Результати експерименту. Зовнішній вигляд зношених деталей до і після нанесення різних типів покріттів наведено на рис. 1–4.

Типову структуру двошарового покриття наведено на рис. 5. Поверхневий шар має чітко виражену шарувату структуру (шари розташовані паралельно площині, на яку напилюють поверхню). Пори витягнутої форми головним чином розташовуються між шарами. Завдяки проникненню рідкої фази в пори молібденове покриття заповнюється евтектикою Ni–Ni₃B (рис. 5, 6) — це світлі ділянки між шарами молібдену. На межі контакту рідкої фази з плазмовим молібденовим покриттям



Рис. 2. Зовнішній вигляд пальців шатуна переднього стояка шасі літака АН-24: а — зношений, КЕП Ni–В + Mo_{плазм}; б — з покріттям на основі Ni–В, КЕП Ni–CrB₂ + Mo_{плазм}



Рис. 3. Зовнішній вигляд пальців шатуна переднього стояка шасі літака АН-24 з КЕП Ni–В (а) та колонки вертольоту (б) з ГФП Ni–В + Mo₂C

утворюється твердий розчин нікель–молібден, що підтверджується результатами мікрорентгеноспектрального аналізу. Мікротвердість евтектики становить 5,5–5,9 ГПа, молібдену – 4,2–4,7 ГПа, а твердого розчину 3,0–3,4 ГПа. Про міцність зчеплення такого ГПП з основою свідчить той факт, що після просочування молібденового плазмового покриття рідкою фазою Ni–Ni₃B воно зрізується як суцільний літий матеріал.

Досить жорсткі умови роботи виявилися у на-конечника труби середньої шарнірної частини хвостового вала (див. рис. 3) – необхідно було поновити зношені зуби на конечника. Підвищення надійності зубчастих коліс ускладнюється тим, що їх працездатність визначається такими критеріями, як витривалість зубів при згині, контактна витривалість, стійкість до зайдання, а також міцність самої конструкції. В зубчастих передачах відбувається тертя ковзання та кочення. При роботі цих елементів у зонах дотику поверхонь зубів зубчастої передачі можливі значні зміни поверхневого шару матеріалу, інтенсивно проходять процеси окиснення. Оскільки найбільша концентрація напружень спостерігається у верхніх шарах металу, міцність від утомленості деталей залежить від стану і механічних властивостей цих шарів.

У більшості випадків причиною виникнення фретинг-корозії є вібрація, що в свою чергу призводить до зародження тріщин від утоми. При створенні зубчастих коліс для підвищення опору втомному викришуванні зуби шестерні повинні мати високу твердість поверхні й відносно м'яку серцевину для утворення в зубах залишкових напружень стиску [8]. Враховуючи важкі умови роботи шарнірної частини хвостового вала, для покриття зубів КЕП є досить м'яким і замість нього було нанесено ГФП, тобто перший шар більш м'яке КЕП Ni–В, а другий – верхній шар – тверде

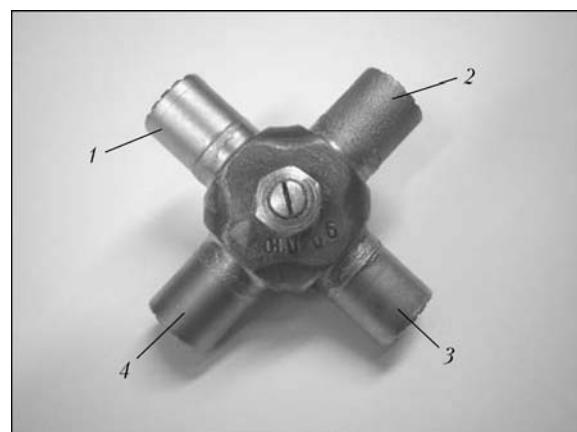


Рис. 4. Зовнішній вигляд хрестовини після нанесення різних покріттів на її чотири частини: 1 – КЕП Ni–В; 2–4 – ГФП покриття; 2 – Ni–В + Cr₃C₂; 3 – Ni–В + WC; 4 – Ni–В + CrB₂

електрофоретичне покриття з карбіду Mo₂C. Відпрацювання всього процесу на практиці дуже складне через складну форму зубів і їх нерівномірний знос.

Дані триботехнічних досліджень ГПП порівняно з плазмовими молібденовим та хромовим покріттями наведено в таблиці. З даних таблиці видно, що при граничному терти в парі з чавуном сумарний знос, коефіцієнт тертя та гранично дозволиме навантаження для всіх покріттів мають одинаковий порядок, але при тих же режимах в парі зі сталлю можуть працювати лише ГПП після термообробки і в цьому випадку зношується головним чином контратіло. Таким чином, використання двошарових ГФП після їхньої термічної обробки частково ліквідує пористість, збільшує міцність з'єднання покріття з підкладкою та підвищує триботехнічні характеристики.

Дані щодо абразивному зносу досліджених зразків наведено на рис. 6 та нижче: сталь/сталь – 0,0136; КЕП Ni–В – 0,0409; КЕП Ni–В + т/o – 0,0136; ГПП Ni–В + Mo_{плазм} + т/o –

Покріття	Знос		Коефіцієнт тертя	Граничне дозволиме навантаження, МПа
	сумарний, мкм/км	контртіла, мг/км		
Контратіло–чавун СЧ24-32				
Хромове, електролітичне	1,2	0,015	0,05	0,42
Молібденове плазмове	1,6	0,11	0,85	0,6
Гальваноплазмове молібденове, після термічної обробки	2,4	0,03	0,055	0,48
Контратіло–загартована сталь 45				
Хромове, електролітичне	Схоплювання	–	–	–
Молібденове плазмове	»	–	–	0,18
Гальваноплазмове молібденове, після термічної обробки	2,7	2,4	0,09	0,36



Рис. 5. Мікроструктура ГПП молібденового покриття з підшаром КЕП Ni–B до (а) та після термообробки (б)

0,0137; ГПП Ni–B + 11Х18МВД + т/о – 0,0023; ГФП Ni–B + Cr₃C₂ ф.+ т/о – 0,00075; ГФП Ni–B + Cr₃C₂ + CrB₂ ф. т/о – 0,0052.

Як видно з цих даних, найбільш стійкими до абразивного зносу (пісок) є ГФП, до складу яких входить карбід хрому. Більш м'якими є КЕП на основі Ni–B, але їхня термообробка підвищує у 4 рази стійкість проти абразивного зносу. До покріттів стійких при абразивному зносі можна віднести також ГПП на основі нержавіючої сталі 11Х18МВД, одержаної дуговою плавкою.

Таким чином, на основі проведених досліджень встановлено перспективність відновлення деталей усіма запропонованими вище методами. Для покращення їхньої якості треба враховувати весь комплекс вимог до умов роботи тієї чи іншої де-

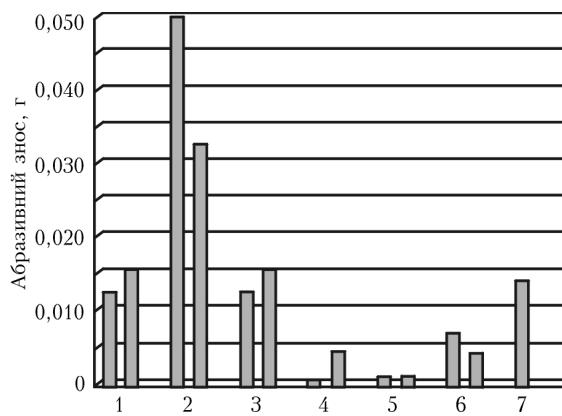


Рис. 6. Діаграма абразивного зносу: 1 – КЕП Ni–B + т/о; 2 – КЕП Ni–B; 3 – ГПП Ni–B + Mo_{плазм} + т/о; 4 – ГПП Ni–B + + сталь 11Х18МВД; 5 – ГФП Ni–B + Cr₃C₂ ф. + т/о; 6 – ГФП Ni–B + Cr₃C₂ + CrB₂ ф. + т/о; 7 – сталь/сталь

талі. Так, при терпі зі змазкою найбільш перспективними є гальваноплазмові молібденові покріття після їх термообробки, а для абразивного зносу найкращими є ГФП.

1. Alternative coatings to hard chromium / M. Bestetti, L. Gobbato, N. Lecis, P.L. Cavallotti // EUROMAT 2001 conf. proc. – Rimini, 10–14 July, 2001. – Р. 45–54.
2. Electrodeposited nanocrystalline coatings for hard-facing applications / G. Palumbo, J.L. McCrea, F. Gonzalez et al. // Ibid. – Р. 65–72.
3. Кульков С.Н., Савченко Н.Л., Гнусов С.Ф. Особенности процессов изнашивания керамических и керамико-металлических композитов в условиях высокоскоростного сухого скольжения по стали // Порошк. металлургия. – 2009. – № 1/2. – С. 34–35.
4. Структурные и фазовые превращения в зоне трибосинтеза самосмазывающегося композиционного материала на основе меди / А.Г. Косторнов, О.И. Фущич, Чевычелова и др. // Там же. – 2009. – № 5/6. – С. 139–146.
5. Поверхностная прочность материалов при трении / Под ред. Б.И. Костецкого. – Киев: Техніка, 1976. – 291 с.
6. Лабунець В.Ф. Тенденції створення захисних покріттів триботехнічного призначення // Пробл. тертя та зношування. – 2010. – Вип. 45. – С. 107–118.
7. Обеспечение износостойкости изделий. Метод оценки служебных свойств смазочных масел и присадок к ним с использованием роликовых испытательных установок. – М.: Изд-во стандартов, 1980. – 60 с.
8. Прогнозування спрацювання деталей редукторів верстатів-гойдалок / Б.В. Копей, О.І. Стефанишин, О.В. Євчук, В.В. Лопатін // Пробл. тертя та зношування. – 2010. – Вип. 53. – С. 42–58.

ПРОЕКТ 8.15

Подовження терміну експлуатації титанових лопаток компресорів ГТД за рахунок захисних покривів на основі наноструктурованих матеріалів

УДК 534.282:620.17

ВЛИЯНИЕ НАНОКОМПОЗИТНЫХ ПОКРЫТИЙ НА ОСНОВЕ СИСТЕМЫ Al–Cr–Fe НА ДЕМПФИРУЮЩУЮ СПОСОБНОСТЬ ТИТАНОВЫХ РАБОЧИХ ЛОПАТОК КОМПРЕССОРОВ АГТД

А.И. УСТИНОВ¹, д-р физ.-мат. наук, А.П. ЗИНЬКОВСКИЙ², д-р техн. наук,
В.С. СКОРОДЗИЕВСКИЙ³, канд. физ.-мат. наук, И.Г. ТОКАРЬ², канд. техн. наук, В.А. ТЕЛИЧКО¹,
В.Н. ТАРАНЕНКО¹, В.А. КРУЦ², инженеры

(¹Ин-т электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины,

²Ин-т проблем прочности им. Г.С. Писаренко НАН Украины,

³Ин-т металлофизики им. Г.В. Курдюмова НАН Украины)

Исследованы диссипативные свойства нанокомпозитных вакуумных конденсаторов на основе системы Al–Cr–Fe в интервале температур 20–400 °C. Показано, что применение таких конденсаторов в качестве покрытий для титановых рабочих лопаток компрессоров АГТД позволяют повысить их демпфирующую способность в 2,5–3,0 раза.

Ключевые слова: нанокомпозиты, покрытия, титановые лопатки, демпфирующая способность

Одной из актуальных задач авиастроения является снижение уровня опасных резонансных напряжений в титановых рабочих лопатках компрессоров авиационных газотурбинных двигателей (АГТД) [1]. Эффективным конструктивно-технологическим решением в этом аспекте может быть увеличение демпфирующей способности (ДС) лопаток путем осаждения на их перо металлических защитных покрытий с высоким значением характеристик рассеяния механической энергии [2], что может значительно снизить уровень резонансных амплитуд напряжений и тем самым повысить их долговечность. Вместе с тем материалы для таких покрытий должны иметь соответствующий комплекс других физико-механических свойств: повышенные характеристики прочности, твердости, а также эрозионной, коррозионной и термической стойкости.

Перспективными материалами для таких функциональных покрытий являются композиты на основе интерметаллидов со сложной кристаллической структурой, образующихся в системах Al–Cu–Fe и Al–Cr–Fe (далее интерметаллиды AlCuFe и AlCrFe), которым присущи высокие антикоррозионные и трибологические свойства [3]. Нами также показано [4, 5], что наноструктурированные вакуумные конденсаторы на основе этих интерметаллидов демонстрируют повышенную демпфирующую способность при их твердости порядка HV7–

10 ГПа. В частности, для конденсата AlCrFe относительное рассеяние энергии за цикл колебаний при температурах испытаний 20 и 350 °C составило соответственно 7 и 11 %.

Анализируя данные работы [4], касающиеся влияния морфологического строения покрытий из конденсаторов AlCuFe и AlCrFe на их свойства, необходимо отметить следующее. В первом случае покрытия формировались при стехиометрическом соотношении осаждаемых элементов, что обеспечивало их однородное строение – т. е. они полностью состояли из наноразмерных зерен интерметаллида AlCuFe. Во втором случае покрытия представляли собой алюминиевую матрицу, упроченную частицами интерметаллида AlCrFe (также наноразмерного масштаба). Наличие избыточного алюминия приводило к уменьшению твердости покрытия на 30 %, однако при этом его демпфирующая способность по сравнению с покрытием AlCuFe возрасла (особенно при комнатной температуре). Следует также принять во внимание, что замена меди на хром повышает коррозионную стойкость покрытий из AlCrFe по сравнению с покрытиями на основе AlCuFe.

В связи с изложенным выше целью настоящей работы являлось исследование влияния характеристик микроструктуры вакуумных конденсаторов на основе системы Al–Cr–Fe на их диссипативные свойства, а также разработка соответствующих покрытий и метода их осаждения на тонкостенные титановые рабочие лопатки компрессора АГТД,

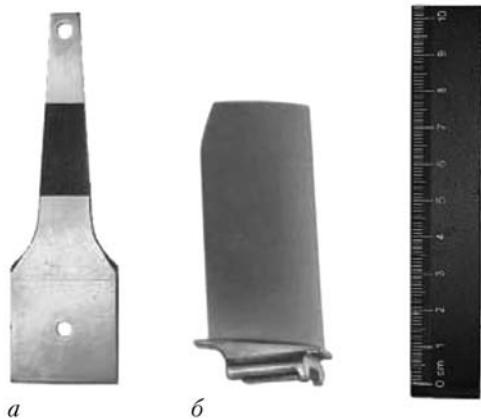


Рис. 1. Конструктивные элементы с покрытием из нанокомпозита на основе Al–Cr–Fe: *a* – стержневая модель лопатки; *б* – натурная рабочая лопатка компрессора АГТД

способных обеспечить увеличение их демпфирующей способности.

Покрытие и методы определения его свойств.

Нанокомпозитные покрытия AlCrFe формировались с использованием технологии вакуумного осаждения металла из паровой фазы [6]. Покрытия осаждали на стержневую модель лопатки толщиной 1,8 мм (рис. 1, *a*) и на натурную рабочую лопатку компрессора АГТД (рис. 1, *б*), длина пера которой составляла 55 мм, а максимальная толщина в корневом и периферийном сечениях соответственно 1,8 мм и 1,2 мм. На модели лопаток покрытия наносили с одной стороны, а на натурные лопатки с обеих сторон пера, врачаая лопатку в паровом потоке вокруг продольной оси. Толщина слоя покрытий составляла около 40 мк. Соотношение толщин покрытия и модели лопатки равнялось 0,022, а в натурной лопатке изменялось вдоль ее пера от 0,022 в корневом сечении до 0,033 в периферийном.

Для выбора оптимального состава покрытий (осаждаемых на рабочие лопатки компрессора) содержание алюминия в покрытиях для моделей лопаток изменяли в пределах 30–40 мас. %, сохраняя соотношение хрома к железу близкое к 1:4. По-

крытия на исследуемые конструктивные элементы осаждались при температуре $T_c \sim 325$ °C, обеспечивающей формирование в покрытиях структурных элементов наноразмерного масштаба [4]. Для усиления адгезии покрытий их осаждению предшествовала ионная очистка поверхности лопаток.

В качестве характеристики демпфирующей способности исследованных конструктивных элементов принят логарифмический декремент колебаний (ЛДК). Для модели лопатки его определяли методом свободных затухающих колебаний по первой изгибной форме колебаний модели с частотой 140–150 Гц на установке, приведенной в работе [7].

С использованием экспериментальных данных определяли амплитудную зависимость ЛДК модели лопатки $\delta_m(\varepsilon_m)$, где ε_m – максимальная амплитуда ее деформации. Испытания проводили при нагреве участка модели с покрытием в интервале температур $T = 20$ –400 °C.

Значения ЛДК рабочих лопаток компрессора без покрытия и с покрытием интерметаллидом AlCrFe получали с использованием метода резонансной кривой на установке, приведенной в работе [8], при комнатной температуре.

По результатам обработки полученных амплитудно-частотных характеристик определяли значения ЛДК и по ним строили амплитудные зависимости $\delta_m(\varepsilon_m)$ лопатки, соответствующие режиму резонансных колебаний по первой изгибной форме с частотой 640–650 Гц.

Анализ экспериментальных данных. Полученные покрытия характеризовались однородным распределением химических элементов по объему (рис. 2, *a*) и имели гладкую матовую поверхность. В них отсутствовали включения и пустоты (рис. 2, *б*), а также несплошности в контактном слое, что обеспечивало хороший уровень прочности сцепления между покрытием и поверхностью исследуемого конструктивного элемента.

Микротвердость покрытий составляла $HV6,2 \pm 0,6$ ГПа, а модуль упругости, определенный методомnanoиндентирования, $E=155 \pm 10$ ГПа.

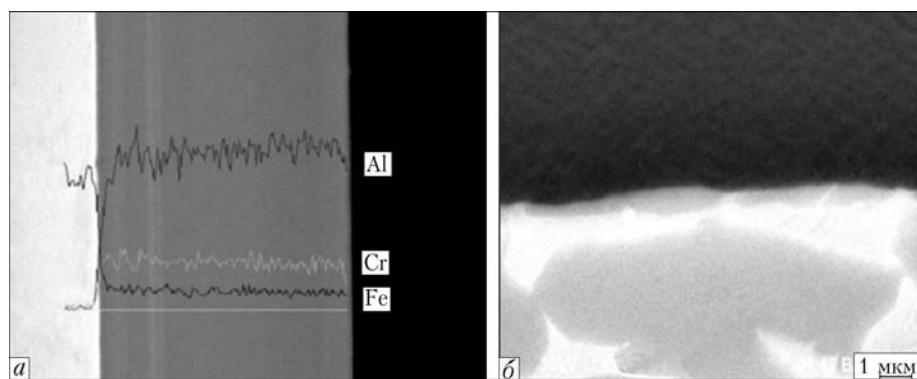


Рис. 2. Микроструктура ($\times 1000$) нанокомпозита AlCrFe и распределение компонентов в поперечном сечении модели лопатки (*а*) и микроструктура в поперечном сечении натурной лопатки компрессора АГТД (*б*)

*Лопатку (сплав ВТ8) и ее модель (сплав ВТ1-0) можно рассматривать как тонкостенные, консольнозакрепляемые конструктивные стержневые элементы.

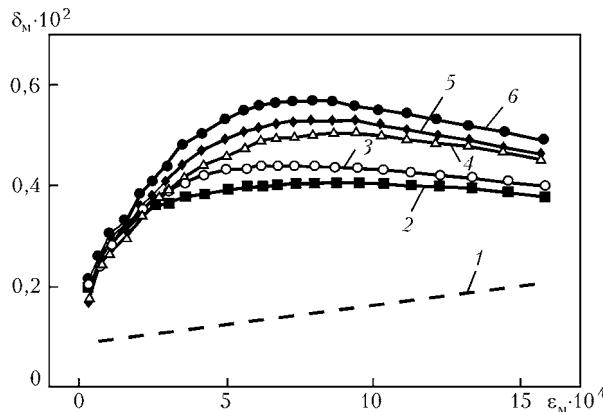


Рис. 3. Зависимость $\delta_m(\epsilon_m)$ модели лопатки без покрытия (1) и с покрытием (2–6) от амплитуды деформации при различных температурах испытаний: 2 – 20 °C; 3 – 100; 4 – 350; 5 – 375; 6 – 400

Влияние покрытий на ДС модели лопатки отражено на рис. 3, из которого следует, что амплитудные значения ЛДК при комнатных температурах в зависимости от амплитуды деформации увеличиваются в два-три раза, а при 300–400 °C – в три-четыре раза. Следует также отметить, что в ходе повторных испытаний в интервале температур $T = 20$ – 400 °C наблюдалось полное воспроизведение исходных зависимостей $\delta_m(\epsilon_m)$.

Экспериментально полученные и представленные зависимостями $\delta_m(\epsilon_m)$ значения ЛДК для моделей лопаток с покрытиями использованы также для расчета по методике [9] истинных значений ЛДК для материала покрытия $\delta(\epsilon)$, где ϵ – амплитуда, соответствующая условиям однородной деформации покрытия. Из представленных на рис. 4 данных видно, что для материала покрытия из конденсата AlCrFe характерна немонотонная зависимость логарифмического декремента от амплитуды деформации: максимальные значения ЛДК для них составляют $\delta = 0,07$ и $\delta = 0,105$ соответственно при 20 и 400 °C. Температурная зависимость декремента колебаний покрытия AlCrFe характеризуется монотонным его увеличением в интервале $T = 20$ – 270 °C, перегибом при $T \sim 300$ °C и последующим увеличением в интервале $T = 300$ – 400 °C (рис. 5).

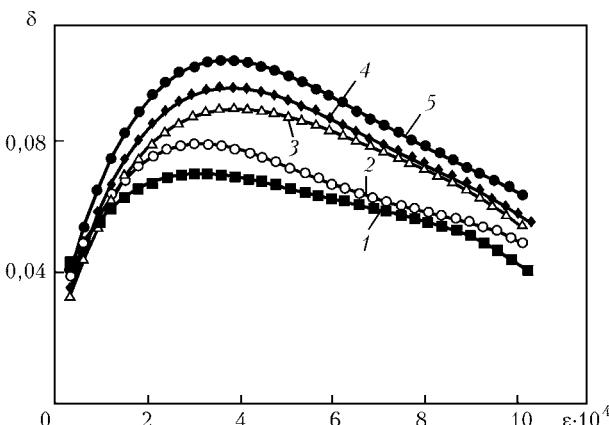


Рис. 4. Расчетные амплитудные зависимости истинного ЛДК материала покрытия AlCrFe при различных температурах испытаний: 1 – 20 °C; 2 – 100; 3 – 350; 4 – 375; 5 – 400

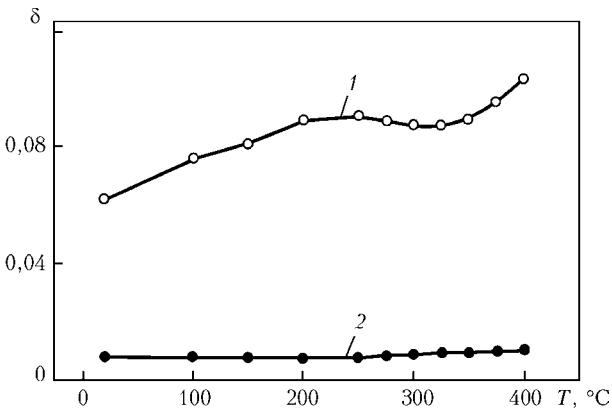


Рис. 5. Температурные зависимости ЛДК материала покрытия AlCrFe (1) и титанового сплава BT1-0 (2) при амплитуде деформации $\epsilon = 4 \cdot 10^{-4}$

В целом в рассматриваемых диапазонах амплитуд деформаций ($\epsilon = 10^{-4}$ – 10^{-3}) и температур ($T = 20$ – 400 °C) покрытия из AlCrFe имеют высокий уровень ДС, начиная с комнатных температур, что, согласно классификации [10], позволяет рассматривать их как материалы с высокой демпфирующей способностью.

Апробация разработанного нанокомпозита на основе системы Al–Cr–Fe в качестве демпфирующего покрытия проведена на рабочих лопатках компрессора АГТД (см. рис. 1, б).

На рис. 6 приведены зависимости ЛДК от амплитуды деформации $\delta_l(\epsilon_l)$, полученные по результатам обработки амплитудно-частотных характеристик трех пар лопаток с покрытиями и одной пары – без покрытия (испытывали две лопатки). Данные приведены в таблице.

Как следует из рис. 6 осаждение покрытий на перо лопаток существенно увеличивает их демпфирующую способность в широком диапазоне амплитуд циклического нагружения: в зависимости от амплитуды деформации значения ЛДК для них возрастают в 2,5–3 раза по сравнению с таковыми для лопатки без покрытия.

Таким образом, в результате проведенного исследования диссипативных свойств титановых лопаток с покрытием на основе системы Al–Cr–Fe при частоте резонансных колебаний 640–650 Гц по

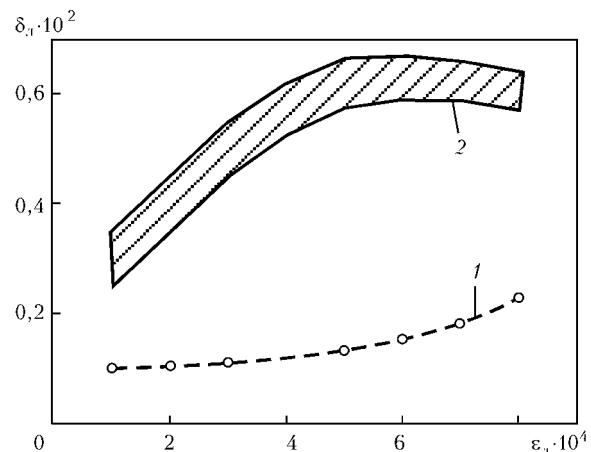


Рис. 6. Амплитудные зависимости ЛДК рабочей лопатки без покрытия (1) и с покрытием (2) при комнатной температуре

Характеристики покрытий исследованных лопаток АГТД

Номер пар лопаток	Толщина покрытия, мкм	Состав покрытий, мас. %		Средняя величина ЛДК при амплитуде деформации $\varepsilon = 5 \cdot 10^{-4}$
		Al	Cr + Fe	
1	—	—	—	0,0015
2	25	33,2	66,8	0,0064
3	34	31,1	68,9	0,0055
4	33	37,1	62,9	0,0067

первой изгибной форме показано, что их демпфирующая способность в несколько раз больше, чем для лопаток без покрытия. Наибольшие значения соотношений декрементов колебания лопаток с покрытием и без покрытия проявляются в диапазоне амплитуд деформации $\varepsilon = 3 \cdot 10^{-4}$.

Выводы

1. Исследованы диссипативные свойства нанокомпозита на основе системы Al–Cr–Fe. Установлено, что в диапазонах относительной циклической деформации (до $\varepsilon \approx 10^{-3}$) и температуры (до $T \approx 400^\circ\text{C}$) исследуемый нанокомпозит относится по уровню значений ЛДК (до $\delta = 0,1$) к высокодемпфицирующим металлическим материалам, имея при этом твердость на уровне HV6–7 ГПа.

2. Разработаны режимы электронно-лучевого осаждения покрытий на основе системы Al–Cr–Fe на натурные титановые рабочие лопатки компрессора АГТД.

3. Проведена оценка демпфирующей способности лопаток с покрытиями в режиме резонансных

изгибных колебаний с частотой 640–650 Гц. Показано, что осаждение нанокомпозитных покрытий толщиной 40 мкм обеспечивает увеличение демпфирующей способности лопаток в 2,5–3 раза по сравнению с лопатками без покрытия.

1. Муравченко Ф.М., Шереметьев А.В. Актуальные проблемы динамики, прочности и надежности современных авиадвигателей // Вибрации в технике и технологиях. – 2001. – № 20. – С. 2–5.
2. Матвеев В.В. Демпфирование колебаний деформируемых тел. – Киев: Наук. думка, 1985. – 263 с.
3. Sordelet D.J., Kim J.S., Besser M.F. Dry sliding of polygraphined quasicrystalline and crystalline Al–Cu–Fe alloys // Mat. Res. Soc. Symp. Proc. – 1999. – № 553. – Р. 459–470.
4. Structure and properties of quasicrystalline and approximant EBPVD coatings of Al-based systems / A. Ustinov, S. Polishchuk, V. Skorodzievskii, V. Telychko // Z. Fur Kristallogr. – 2008. – № 224. – Р. 9–12.
5. Ustinov A., Movchan B.A., Polishchuk S. Formation of nanoquasicrystalline Al–Cu–Fe coatings at electron beam physical vapour deposition // Scr. Mater. – 2004. – № 50. – Р. 533–537.
6. Paton B.E., Movchan B.A. Composite materials deposited from the vapour phase in vacuum soviet technologies review // Weld and Surfacing. – 1991. – № 2. – Р. 43–64.
7. Исследование демпфирующих свойств плоских образцов из титанового сплава Ti–6Al–4V с покрытием из олова и иттрия / А.И. Устинов, Б.А. Мовчан, Ф. Лемке, В.С. Скородзинский // Пробл. прочности. – 2001. – № 4. – С. 55–61.
8. Зиньковский А.П., Токарь И.Г. Демпфирующая способность конструктивных элементов сnanoструктурированными покрытиями // Вестн. двигателестроения. – 2009. – № 2. – С. 37–41.
9. Устинов А.И., Скородзинский В.С., Косенко Н.С. Изучение диссипативных свойств однородных материалов, осажденных в виде покрытий. Сообщ. 1. Метод определения амплитудной зависимости истинного декремента колебаний материала покрытия // Пробл. прочности. – 2007. – № 6. – С. 134–143.
10. Фавстов Ю.К., Шульга Ю.Н., Рахштадт А.Г. Металловедение высокодемпфирующих сплавов. – М.: Металлургия, 1980. – 271 с.

ПРОЕКТ 8.16.1

Розробка технології нанесення покриття на ендопротези кульшового суглобу з підвищеним ресурсом працездатності для використання у клінічній практиці

УДК 621.793.7:669-494

МИКРОПЛАЗМЕННОЕ ПРОВОЛОЧНОЕ НАПЫЛЕНИЕ БИОСОВМЕСТИМЫХ ПОРИСТЫХ ТИТАНОВЫХ ПОКРЫТИЙ

Академик НАН Украины К.А. ЮЩЕНКО, Ю.С. БОРИСОВ, д-р техн. наук, С.Г. ВОЙНАРОВИЧ, А.Н. КИСЛИЦА,
А.Ю. ТУНИК, кандидаты техн. наук, Е.К. КУЗЬМИЧ-ЯНЧУК, инж.
(Институт электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины)

В области микроплазменного напыления на основе опыта ИЭС им. Е.О. Патона разработана технология нанесения биомедицинских титановых пористых покрытий способом микроплазменного проволочного напыления. Определено влияние различных параметров процесса проволочного микроплазменного напыления на размер частиц, полученных распылением расплава проволоки микроплазменной струей, а также коэффициент использования материала с применением методов математического планирования эксперимента. Рассчитаны линейные регрессионные модели, описывающие влияние основных параметров процесса (ток, расход плазмообразующего газа, скорость подачи проволоки) на формирование струи распыляемых частиц титана, структуру и свойства титановых покрытий. Установлены условия формирования титановых покрытий с развитой морфологией поверхности и размером пор 150–250 мкм. Исследование прочности сцепления данных покрытий показало, что при указанных условиях напыления прочность сцепления при испытаниях на отрыв составляет 31–38 МПа при толщине покрытия 300–500 мкм; прочность сцепления покрытия с основой на сдвиг 26–29 МПа при толщине покрытия – 300–400 мкм.

Ключевые слова: микроплазменное проволочное напыление, биомедицинские покрытия, титановые покрытия, математическое планирование эксперимента, структура и свойства покрытий

Успехи, достигнутые имплантологией в последнее время, в значительной степени связаны с массовым применением имплантатов с функциональными биомедицинскими покрытиями. С точки зрения повышения биосовместимости и ускорения процесса остеointеграции имплантатов имеет значение не только состав покрытия, но и морфология его поверхности, размеры пористости и пор. В работе [1] показано, что использование пористых покрытий позволяет надежно фиксировать имплантат в тканях за счет увеличения площади соприкосновения с костными и мягкими тканями. Детали имплантатов с пористым покрытием имеют в пять и более раз большую площадь поверхности, чем при механической обработке или литье. Такие имплантаты имеют структуру покрытия, которая позволяет костной ткани прорастать в поверхность имплантата.

В этой связи проведен ряд исследований влияния размера пор, объемной пористости, рельефа поверхности и других параметров на остеointеграцию имплантата [2–4]. Изучали образцы имплантатов как объемно пористые, так и в виде напыленных плазменных металлических покрытий. У разных авторов имеются различные мнения

по вопросу оптимального размера пор в покрытиях имплантатов. В работе [2] проводились исследования на лабораторных животных, направленные на определение прочности сцепления цилиндрических имплантатов с пористым покрытием из порошка титана разного размера с прилежащими костными тканями. Установлено, что уже через 2–3 мес. прочность на срез достигает максимума в 17–18 МПа, причем в диапазоне размеров пор 100–300 мкм [2]. При больших порах прочность сцепления кости с имплантатом уменьшается, что связано, по-видимому, с некоторым снижением суммарной площади сечений костных балок, выходящих из устья пор.

Гистологические исследования титановых пористых имплантатов, проведенные специалистами швейцарской фирмы Sulzer Medica [2], позволили установить эффект влияния состояния поверхности пор на процесс врастания в них костных тканей. В случае идеально гладких сферических частиц костные ткани просто заполняют поровое пространство, удерживаясь в нем преимущественно за счет переплетения и заклинивания в гофрированных порах. Только в губчатых частицах с шероховатой и микропористой поверхностью костные ткани образуют тесную связь с металлической поверхностью. При этом стоит отметить наличие заметной пленки оксида титана на поверхности частиц напыленного порошка.

В конце XX века при производстве имплантатов стали использовать способы газотермического напыления для нанесения пористых и активных покрытий из порошков металлов и керамики на ортопедические и дентальные имплантаты [3, 5–7].

Показано, что ортопедические имплантаты с покрытием с пористой структурой, образованной частицами порошка титана с развитой поверхностью, имеют наиболее плотный контакт с вновь образованными костными клетками. Однако в условиях порошкового плазменного напыления создание высокопористой структуры слоя покрытия сопровождается снижением его когезионной прочности. Покрытия, получаемые в условиях проволочного напыления, благодаря специфике процесса формирования слоя отличаются более высокой когезионной прочностью.

В течение последних лет разработаны способ и оборудование микроплазменного напыления (МПН) биосовместимого титанового покрытия с использованием проволоки [8–9]. По сравнению с традиционным проволочным напылением он позволяет снизить потери напыляемого материала при нанесении покрытий на малоразмерные изделия благодаря малому (1–5 мм) размеру пятна напыления [10].

В данной работе исследовали влияние наиболее значимых технологических параметров (ток, расход плазмообразующего газа, дистанция напыления, скорость подачи проволоки) на формирование титановых частиц, а также на структуру и свойства титановых покрытий.

В качестве материала для нанесения биосовместимых пористых титановых покрытий использовали титановую проволоку сплошного сечения диаметром 0,3 мм марки ВТ1-00. Для напыления титановых покрытий использовали установку микроплазменного напыления МПН-004, приспособленную для напыления покрытий из проволок.

Для оценки влияния различных параметров процесса микроплазменного напыления на формирование и свойства титановых покрытий (размер частиц, структура, морфология поверхности и т.д.) применяли метод математического планирования эксперимента. Выбрали факторный эксперимент с дробными репликами (2^{4-1}). В качестве

План эксперимента по микроплазменному напылению титановых покрытий

I , А	$Q_{\text{пр}}$, л/ч	H , мм	$v_{\text{пр}}$, м/мин
24	220	120	4,3
24	220	40	3,0
24	140	120	3,0
24	140	40	4,3
16	220	120	3,0
16	220	40	4,3
16	140	120	4,3
16	140	40	3,0

варируемых параметров служили ток (I , А), расход плазмообразующего газа ($Q_{\text{пр}}$, л/ч), дистанция напыления (H , мм) и скорость подачи проволоки ($v_{\text{пр}}$, м/мин) (таблица).

С целью изучения размеров и морфологии частиц, образующихся при распылении расплава проволоки, отбирали пробы путем сбора частиц в водяную ванну.

Исследование морфологии распыленных частиц титана и получаемых покрытий, а также рентгеноспектральный анализ проводили на растровом электронном микроскопе JSM-840, снабженном системой микроанализа «Link 860 / 500» в режиме вторичных электронов. Обработку изображений выполняли с помощью компьютерных программ ZAF / PB, MicroCapture, Atlas.

Рентгенографическое исследование покрытий проводили в монохроматическом CuK_{α} -излучении на дифрактометре ДРОН-УМ1. Качественную и количественную оценку пористости производили методом анализа изображения шлифов с использованием приборов Neophot-32, Jenavert.

Прочность сцепления покрытий с основой при нормальном отрыве, а также при сдвиге измеряли по kleевой методике согласно ASTM C 633–79. Перед нанесением покрытий образцы подвергали струйно-абразивной обработке. На рис. 1 показана зависимость среднего размера частиц титана от режима распыления.

В результате математической обработки результатов измерения получено следующее уравнение регрессии, выражающее зависимость размера частиц от условий распыления:

$$d_{\text{ср}}^{\text{cp}} = 570,58 - 9,719I - 0,872Q_{\text{пр}} + 0,4H - 7,5v_{\text{пр}}$$

Из анализа уравнения регрессии следует, что главными путями управления размером напыляемых частиц является изменение значений тока и расхода плазмообразующего газа. Так, минимальный средний размер частиц (142 мкм) получен при сочетании максимальных значений данных рабочих параметров (режим № 1).

Это связано со снижением уровня поверхностного натяжения расплава при перегреве частиц и повышением динамического напора плазменной струи. Комбинация минимальных значений тока и

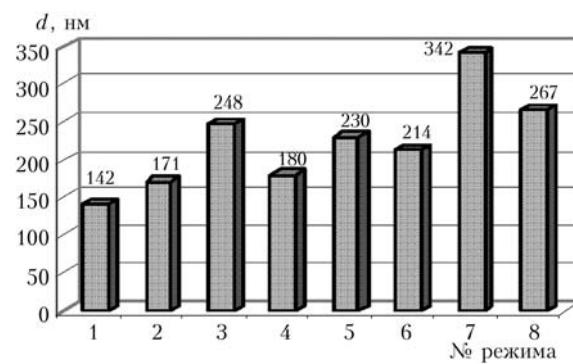
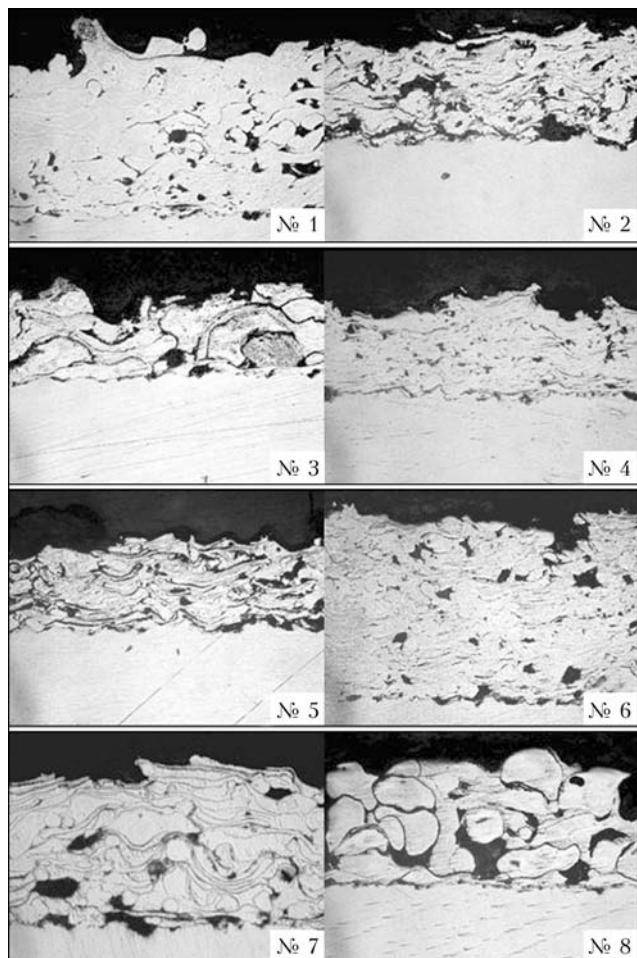


Рис. 1. Зависимость среднего размера частиц от режима распыления титановой проволоки

Рис. 2. Микроструктуры титановых покрытий, $\times 100$

расхода плазмообразующего газа (режимы № 7 и 8) приводит к формированию частиц с максимальными размерами (342 мкм). Отмеченное явление роста размера частиц при увеличении дистанции напыления связано, вероятно, с протеканием процесса коагуляции при столкновении частиц в объеме струи.

Структуры покрытий, полученных при различных параметрах их микроплазменного напыления из титановой проволоки, представлены на рис. 2.

В зависимости от агрегатного состояния частиц при соударении их с основой покрытия по типу структур разделяются на три следующие группы:

- если при подлете к основе частицы полностью расплавлены, то в зависимости от их скорости,

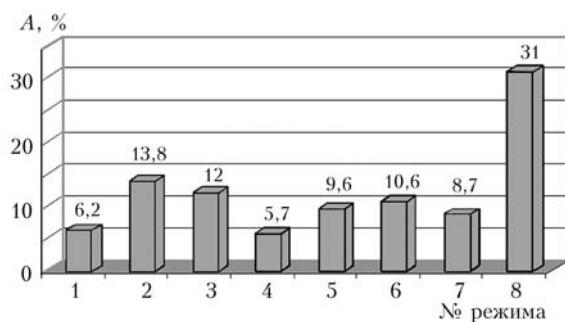


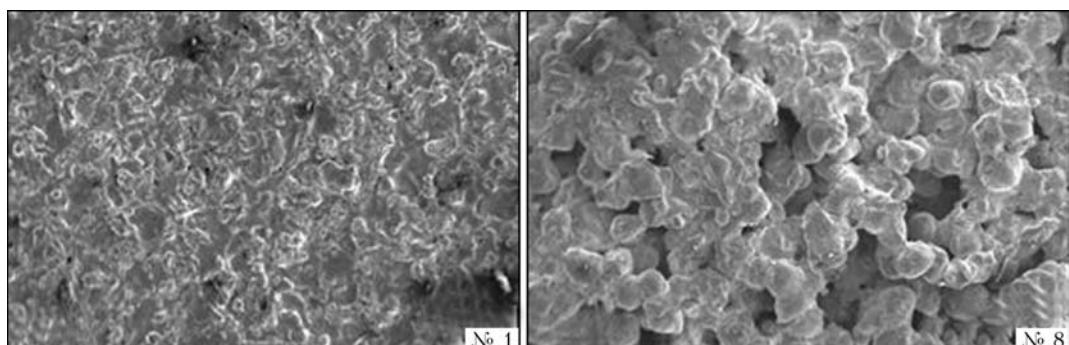
Рис. 3. Пористость A титановых покрытий

температуры перед ударом, степени деформации и дробления при укладке в слой могут формироваться структуры, показанные на рис. 2 (режимы № 1, 2, 4, 6);

- из полностью расплавленных сферических частиц формируются плотные структуры покрытия, состоящие из дискообразных сплетов. Они имеют характерное слоистое строение. Вследствие удара о поверхность расплавленные частицы деформируются и приобретают форму дисков с отношением толщины к диаметру примерно 1:10–1:15. Увеличение степени перегрева материала выше температуры плавления приводит к тому, что вследствие меньшей вязкости расплава материал легче заполняет полости и разбрызгивается. Соответственно формируется структура с большей степенью перемешивания материала и менее правильной формой сплетов (режимы № 4, 6). Покрытия, сформированные из расплавленных частиц при режимах № 1, 2, 4, 6, образуют плотные структуры;

- если при подлете к основе наряду с полностью расплавленными частицами присутствуют частицы, начавшие затвердевать, то образуются структуры с наличием пор и зернистых включений из закрепившихся затвердевших частиц. При ударе частиц, начавших затвердевать, о поверхность основы тепловой и кинетической энергии оказывается недостаточно для их полной деформации. Наличие в струе существенной доли затвердевших частиц ведет к образованию структур зернисто-дискообразного и зернистого титана (рис. 2, режимы № 3, 5, 7);

- если формирование покрытий происходит из начавших затвердевать частиц, имеющих незначительную скорость (режим № 8), то такие частицы попадают в напыленный слой вследствие закрепления в слое за счет наличия остатков жидкой

Рис. 4. Морфология титановых покрытий, $\times 250$

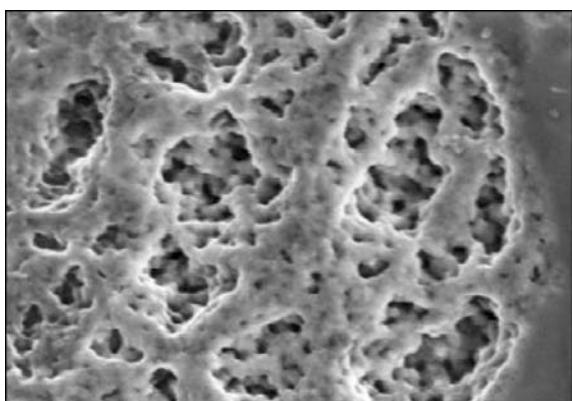


Рис. 5. Микропористость на поверхности титанового покрытия, $\times 5000$

фазы, однако ввиду незначительной скорости они при соударении с основой практически не подвергаются деформации. В этом случае образуется структура с большим количеством пор в зонах стыка отдельных частиц (рис. 2). При формировании такого покрытия при порошковом напылении возникает вероятность его разрушения в связи с низкой когезионной прочностью, что соответствует известным данным о снижении механических свойств покрытий, напыленных из порошков, с увеличением их пористости за счет присутствия значительного количества нерасплавленных частиц. Однако в случае проволочного напыления наличие жидкой фазы при формировании покрытий приводит к формированию скелетной структуры, характеризующейся достаточной когезионной прочностью.

Результаты исследований пористости титановых покрытий, полученных на режимах согласно матрице, представлены на рис. 3.

Минимальной пористостью характеризуются покрытия, полученные на режимах № 1 и 4, а максимальная пористость зафиксирована у покрытия,

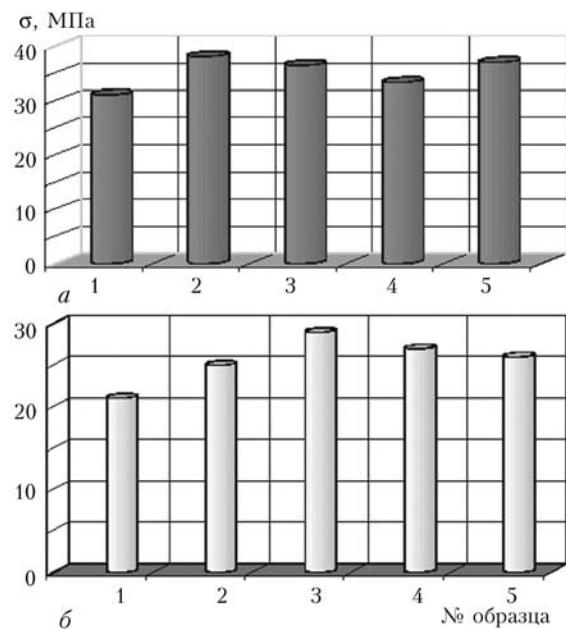


Рис. 6. Прочность сцепления биомедицинских титановых покрытий, полученных способом МПН из ПрМ при испытаниях на отрыв (а) и на сдвиг (б)

полученного на режиме № 8. Она составляет 31,0 и имеет размеры пор 150–250 мкм.

Анализ морфологии поверхности титановых покрытий показал возможность получения плотных покрытий с небольшой шероховатостью в случае напыления при режимах № 1–7 и большой шероховатостью (до 300 мкм) на режиме № 8 (рис. 4).

При исследовании морфологии титановых покрытий, кроме макропористости, обнаружена микропористость на поверхности закристаллизавшейся частицы (рис. 5), которая также способствует остеointеграции эндопротеза [2].

Исследование прочности сцепления данных покрытий показало, что при указанных условиях на-

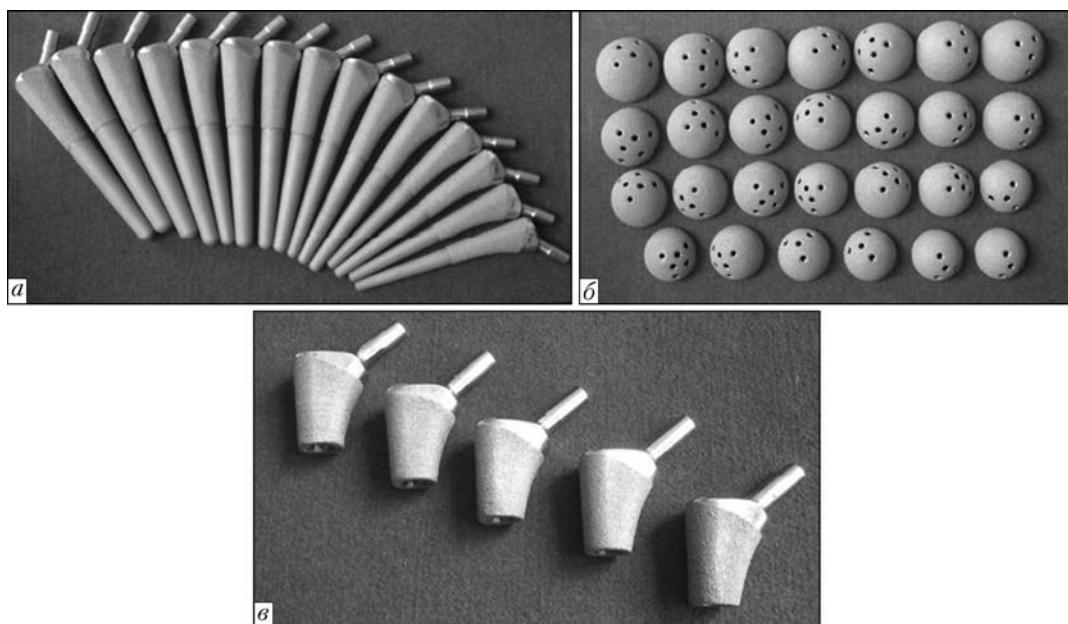


Рис. 7. Компоненты эндопротеза тазобедренного сустава с биосовместимым пористым титановым покрытием, полученным способом МПН из титановой проволоки, — ножка (а), чашка (б),proxимальный модуль (в)

пыления прочность сцепления при испытаниях на отрыв составляет 31–38 МПа при толщине покрытия 300–500 мкм; прочность сцепления покрытия с основой на сдвиг — 26–29 МПа при толщине покрытия 300–400 мкм (рис. 6).

В результате проведенных исследований разработаны технические условия ТУ 001-73-2011 на «Покрытие микроплазменное титановое пористое для эндопротезов» и технологический регламент его напыления. На рис. 7 показаны компоненты установочной партии эндопротезов «ИТО-МОТОР СИЧ» с биосовместимым пористым титановым покрытием, полученным способом МПН из титановой проволоки.

Выводы

1. Установлено, что главными путями управления размером напыляемых частиц является изменение значений тока и расхода плазмообразующего газа. Комбинация минимальных тока и расхода плазмообразующего газа приводит к формированию частиц с близкими к максимальным (до 350 мкм) средними размерами.

2. Определены условия формирования способом МПН биосовместимых титановых покрытий с развитой морфологией поверхности (пористость до 31 %) и размером пор 150–250 мкм.

3. Проведенные исследования прочности сцепления полученных титановых покрытий показали, что она при испытаниях на отрыв составляет 31–

38 МПа (при толщине 300–500 мкм), на сдвиг — 26–29 МПа.

4. Результаты проведенных исследований использованы при нанесении способом МПН биосовместимых пористых титановых покрытий на компоненты эндопротеза тазобедренного сустава системы «ИТО-МОТОР СИЧ».

1. Pilliar Robert M. PM processing of surgical implants: Sintered porous surfaces for tissue-to-implant fixation // Intern. J. Powder Met. — 1998. — № 34, № 8. — P. 33–45.
2. Peterson C.D., Miles J.S., Solomans C. Union between bone and implants of open pore ceramic and stainless steel: a histologic study // J. Bone Joint Surg. — 1969. — B. 51 A. — P. 805–809.
3. Fatigue properties of carbon- and porous-coated Ti-6Al-4V-alloy / S.D. Cook, F.S. Georgette, H.B. Skinner, R.J. Haddad // J. Biomed. Mater. Res. — 1984. — № 18. — P. 497–512.
4. Williams D.F. Implants in Surgery / Ed. by D.F. Williams and R. Ronf. — London, 1973. — 437 p.
5. Brooks J. Story new enhanced coating for dental implants // Sulzer Technical Review. — 1998. — № 1. — P. 38–40.
6. Effect of porosity on the osteointegration and bone in growth of a weight-bearing nickel-titanium bone graft substitute / S. Kuyala, J. Ryhanen, A. Danilow, J. Tuukkanen // Biomaterials. — 2003. — № 24. — P. 4691–4697.
7. Lee B.H. Effect of surface structure on biomechanical properties and osseointegration // Materials Science & Engineering C. — 2008. — № 28, № 8. — P. 1448–1461.
8. Борисов Ю.С., Кислица А.Н. Микроплазменное напыление с использованием проволочных материалов // Автомат. сварка. — 2002. — № 3. — С. 54–55.
9. Борисов Ю.С., Войнарович С.Г., Кислица А.Н. Особенности процесса микроплазменного напыления из проволочных материалов // Там же. — 2006. — № 6. — С. 26–31.
10. Нанесение узкополосных покрытий методом микроплазменного напыления / Ю.С. Борисов, Ю.Н. Переверзев, В.Г. Бобрик, С.Г. Войнарович // Там же. — 1999. — № 6. — С. 53–55.

ПРОЕКТ 8.16.2

Розробка процесів прецизійної обробки сферичних головок ендопротезів кульшового суглоба людини для підвищення їхнього ресурсу, виготовлення дослідно-промислових партій з використанням у клінічній практиці

УДК 621.922.34:615.477.2

РОЗРОБКА ПРОЦЕСУ ПРЕЦІЗІЙНОЇ ОБРОБКИ СФЕРИЧНИХ ТИТАНОВИХ ГОЛОВОК ЕНДОПРОТЕЗІВ КУЛЬШОВОГО СУГЛОБА ЛЮДИНИ ТА ПІДВИЩЕННЯ ЇХНЬОГО РЕСУРСУ

С.Є. ШЕЙКІН, д-р техн. наук, Д.В. ЄФРОСІНІН, І.Ю. РОСТОЦЬКИЙ, інженери
(Ін-т надтвердих матеріалів ім. В.М. Бакуля НАН України)

Розглянуто триботехнічні властивості пари тертя азотований ВТ1-0/хірулен, порівняно функціональні характеристики пари тертя азотований ВТ1-0/хірулен та CoCrMo/хірулен. Інструмент, виготовлений на основі модифікованих епоксидних смол, дозволив створити ефективну технологію виготовлення головок ендопротезів кульшового суглоба з технічно чистого титану.

Ключові слова: головка ендопротеза кульшового суглоба, абразивні композити, технічно чистий титан

Сьогодні у вітчизняній медичній практиці України переважно використовують імпортні ендопротези кульшового суглоба (рис. 1), висока вартість яких робить операцію протезування недоступною для потенційних споживачів з невеликими прибутками і не дозволяє повернути їх до повноцінного життя. Вітчизняних ендопротезів виробляється недостатньо, до того ж за якістю вони суттєво поступаються імпортним. Тому створення вітчизняного соціального ендопротеза кульшового суглоба, який відповідав би сучасним вимогам і був доступний

потенційним споживачам України, є надзвичайно актуальною медично-соціальною проблемою.

Шарнірне зчленування (пара тертя) є найважливішим компонентом виробу, що значною мірою визначає його довговічність. Нестабільність пари тертя і зношення її деталей можуть бути причиною ревізійної операції. За даними [1] на кожні 3–4 первинні операції ендопротезування робиться одна ревізійна.

Довговічність шарнірного зчленування ендопротеза визначається службовими властивостями застосовуваних матеріалів, таких, як зносостійкість, міцність, триботехнічні характеристики, біоінергність.

У сучасній медицині як замінник кісток використовують метали та їхні сплави, кераміку, спеціальні види скла, полімери і різні композити. Слід зазначити, що матеріал, який повною мірою відповідає перерахованим вище вимогам до сьогодні не створений. Кожний має свої переваги й недоліки, які досить докладно описано в роботах [1, 2 та ін].

У 1958 р. J. Charnley [3], підійшовши до проблеми створення пари тертя ендопротеза як до проблеми, насамперед трибологічної, створив ендопротез, який став золотим стандартом ендопротезування. Матеріалом для головки слугував сплав системи CoCrMo, а для ацетабулярної чашки — ultrahigh molecular weight polyethylene (UHMWPE), або хірулен. На сьогодні пара тертя з таким поєднанням матеріалів найбільш широко поширина в практиці ендопротезування (рис. 2).

Відомо, що з технічної та біологічної точки зору з металів і сплавів кращими для виготовлення протеза є технічно чистий титан і сплав CoCrMo [1, 2, 4]. Проте основними недоліками технічно чистого



Рис. 1. Загальний вигляд ендопротеза кульшового суглоба з металовою головкою

титану, що перешкоджають його застосуванню в практиці ендопротезування, є низькі механічні та трибологічні характеристики. Останнє не дозволяє використовувати деталі з технічно чистого титану в парах тертя без його модифікації, результатом якої має стати оптимальне сполучення механічних і трибологічних характеристик. Отримати останнє можна, застосувавши такий метод модифікації, як азотування [5, 6 та ін.].

Для цієї мети автори використали технологію іонно-плазмового термоциклічного азотування (ІПТА) [7], яка має низку переваг, порівнюючи з ізотермічними методами азотування. На оброблювану деталь впливають короткі імпульси плазмового потоку великої амплітуди, що призводить до циклічної зміни напруженого-деформованого стану поверхні, створенню умов для аномальної дифузії азоту. ІПТА не потребує подальшої механічної обробки, тобто є фінішною операцією.

Азотування зразків проводили в суміші газів азоту й аргону (у співвідношенні 1:1) при робочому струмі 3 А, напругі 440 В і робочому тиску газового середовища в камері ~250 Па при циклічному коливанні температури в діапазоні 540–620 °С.

Як показують рентгеноструктурні дослідження, виконані на пристаді «ДРОН-3Г», в поверхневому шарі глибиною близько 9 мкм ідентифікуються три компоненти: α -Ti, TiN і незначна кількість Ti_2N .

Трибологічні випробування проводили на машині торцевого тертя за схемою площа-кільце (рис. 3). Шорсткість робочої поверхні металевого зразка становила Ra 0,8 мкм, контртіла з хірулену (ISO 5834-2) – 3 мкм. Режими випробувань призначали згідно з ASTM F732-82, який передбачає проведення аналогічних випробувань за схемою pin-on-flat. Швидкість ковзання металевого зразка по контртілу становила $v = 0,057$ м/с, контактний тиск $q = 3,54$ МПа. Для порівняння за тих же умов випробували також зразки зі сплаву системи CoCrMo (HV 4,5 ГПа) виробництва ВО «Мотор Січ».

Зношення деталей пари тертя оцінювали через кожні 4 км шляху. Металеві зразки контролювали електронним мікрометром IP-54, профіль канавки зношення на поверхні контртіла фіксували профілографуванням на пристаді «ВЭИ Калибр» моделі 201.

Робочою рідиною в експериментах слугувала плазма крові людини. Це обумовлено тим, що синовіальна рідина (СР) є транссудатом плазми крові, тобто в плазмі крові та в СР присутні однакові компоненти, що визначають умови тертя в зчленуванні.

Трибологічна функція СР реалізується завдяки наявності в ній рідкокристалічних компонентів (РК) у вигляді складних ефірів кислот холестерину. На поверхнях тертя РК утворюють орієнтовану структуру, подібну структурі твердих мастил. При терті зсув локалізується між шарами, забезпечуючи низьке тертя [8]. Результати експе-

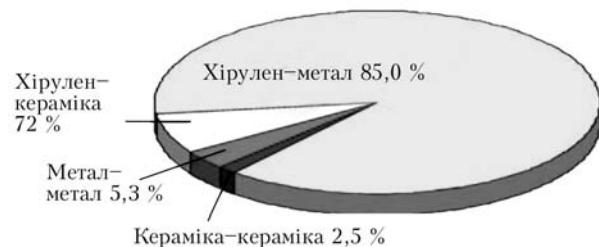


Рис. 2. Обсяги застосування ендопротезів кульшового суглоба з різним сполученням матеріалів у парі тертя [1]

риментів зведенено в таблиці. Питому інтенсивність зношування розраховували як об'ємне зношення площи 1 мм^2 на поверхні контакту, поділене на шлях тертя (км).

При випробуванні пари неазотований ВТ1-0/хірулен як у плазмі крові, так і в розчині Рінгера спостерігали практично миттєве скоплювання титану з хіруленом і підвищено значення коефіцієнта тертя. Через очевидні нездовільні триботехнічні характеристики знос деталей не фіксувався й експеримент припиняли після проходження шляху тертя 1200 м. Детально схему взаємодії титану з хіруленом у цьому випадку описано в роботі [5].

При застосуванні азотованих титанових зразків і зразків із сталі системи CoCrMo їхнє зношування не було зафіковане навіть після проходження шляху тертя 125 км, зношувався лише хірулен.

Як видно з даних, наведених у таблиці, пара азотований ВТ1-0/хірулен за опором стирання та антифрикційними властивостями перевершує інші випробувані пари. Коефіцієнт тертя як у плазмі крові, так і в розчині Рінгера нижче приблизно в 1,25 раза. Зношення хірулену в парі з азотованим титаном у плазмі крові у 2,6 раза менше, ніж у парі з CoCrMo, в розчині Рінгера – у 1,5.

Очевидно також, що пари азотований ВТ1-0/хірулен і CoCrMo/хірулен у плазмі крові показують значно кращі результати, ніж у розчині Рінгера, а саме, при випробуваннях обох пар коефіцієнт тертя в плазмі крові менше приблизно в 1,5 раза, ніж у розчині Рінгера. Зношування хірулену в парі азотований ВТ1-0/хірулен менше в 2,8 раза, у парі CoCrMo/хірулен – в 1,6 раза.

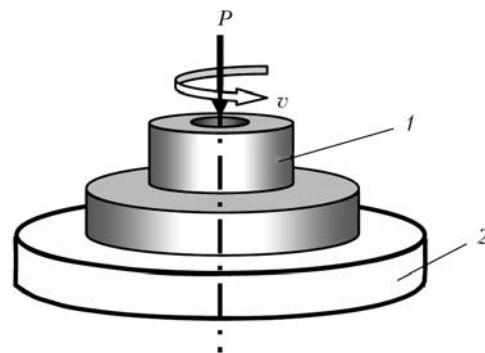


Рис. 3. Схема випробувань на машині торцевого тертя: 1 – металевий зразок, що обертається; 2 – нерухоме контртіло (хірулен)

Пара тертя	Контактний тиск, МПа	Робоча рідина			
		Плазма крові		Розчин Рінгера	
		Коефіцієнт тертя	Питома інтенсивність зношення, 10^{-3} , $\text{мм}^3/\text{км}$	Коефіцієнт тертя	Питома інтенсивність зношення, 10^{-3} , $\text{мм}^3/\text{км}$
Неазотований ВТ1-0 / хірулен	3,54	—	Висока	0,24	Висока
Азотований ВТ1-0 / хірулен	3,54	0,07–0,083	4,1	0,11–0,13	11,47
CoCrMo / хірулен	3,54	0,1	10,94	0,15	17,29

Слід відзначити, що при ходьбі в середньому темпі амплітуда рухів у кульшовому суглобі не перевищує $50\text{--}60^\circ$, а фаза опори триває приблизно 60 % від циклу подвійного кроку [9]. Виходячи з цього можна визначити, що при використанні головки ендопротеза діаметром 28 мм шлях тертя 125 км відповідає близько 14 млн циклів навантаження, тобто головка з чистого титану, зміцнена ІПТА гарантовано забезпечить роботоздатність шарнірного зчленування протягом 14 років.

Отримані результати свідчать, що чистий титан, модифікований ІПТА, є досить перспективним матеріалом для виготовлення деталей пар тертя ендопротезів і розробка технології їхнього виготовлення є актуальною задачею.

Однак до сьогодні таку технологію не створено. Причиною тому є вкрай нездовільна обробка технічно чистого титану абразивними методами. Підвищена схильність до зчеплення практично з усіма конструкційними та інструментальними матеріалами призводить до нестабільності процесу

обробки і, як наслідок, нездовільної якості обробленої поверхні.

Технологічний маршрут обробки головок з ВТ1-0 має включати попередні операції прецизійної обробки, задачею яких є одержання точності виробу, фінішні операції (полірування) і одержання шорсткості поверхні R_a 0,05 мкм, що відповідає ГОСТ Р ИСО 7206-2-2005.

Практика виготовлення керамічних головок ендопротезів довела, що для одержання необхідної точності виробу досить ефективна обробка за схемою вільного притирання (рис. 4) [10], яка не потребує складного й дорогого устаткування, а може бути реалізована на універсальному. До деталі 1, посадженої на оправку 2 і встановленій в патрон токарного верстата, під кутом α притискають інструмент 3, закріплений в обоймі 4, що спирається на шарнір 5. Характерною рисою схеми є мала швидкість відносного переміщення інструмента відносно оброблюваної деталі.

Однак проблемою застосування даної схеми для обробки сферичної заготовки із чистого титану є відсутність інструмента, що забезпечує стабільне зняття припуску й одержання відповідної шорсткості поверхні виробу. Основною задачею при розробці такого інструмента є створення абразивного композита, що дозволяє уникнути шаржування і задироутворення оброблюваної поверхні.

Відомо, що інтенсивність виникнення й розвитку осередків зчеплення при контактній взаємодії абразивного інструмента з оброблюваним виробом швидко зростає зі збільшенням реальної площини контакту зв'язки абразивного композита з оброблюваною поверхнею титанової заготовки.

Встановлено також, що виключити шаржування оброблюваного виробу, можна застосувавши в абразивному композиті зв'язку, що дозволяє надійно утримувати абразивні зерна, уникаючи їхніх макроруйнувань.

При використанні традиційних абразивних композитів вершини різальних зерен на його поверхні перебувають на різній висоті. Тому, як правило, з оброблюваною поверхнею контактує лише мала частка зерен, на яких концентрується значне навантаження, що призводить до їхнього руйнування з відділенням великих фрагментів. При руйнуванні абразивних зерен збільшується площа контакту зв'язки з оброблюваною поверхнею.

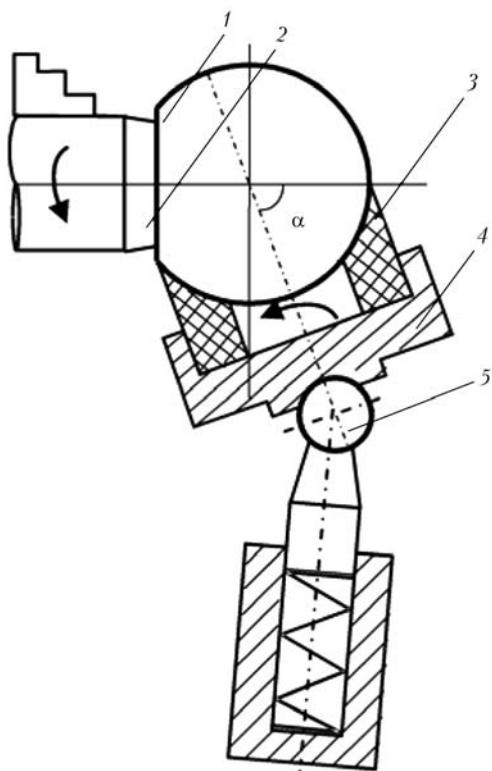


Рис. 4. Обробка сферичної головки за схемою вільного притирання (1–5 – див. у тексті)



Рис. 5. Притири для обробки титанової заготовки: *a* — загальний вигляд інструментів; *b* — схема інструмента

Уникнути перелічених негативних явищ при обробці титану можна, застосувавши абразивні композити, зв'язка яких здатна до зворотного зниження модуля пружності при збільшенні механічного навантаження на абразивні зерна. Необхідну властивість має епоксиакрилатна смола, наповнена порошком карбонату кальцію. При її застосуванні група найбільш виступаючих зерен, не сколюючись, може поринати у зв'язку на більшу глибину, кількість зерен, що становлять базу контакту, збільшується. При цьому відбувається рівномірне зношування масиву різальних зерен не за рахунок макросколювання найбільш виступаючих, а за рахунок мікроруйнувань великої кількості різальних кромок. При оптимальному складі композита за зором між зв'язуванням і оброблюваною поверхнею стабільний і достатній для надійного запобігання схоплюванню.

Інструменти (притири) на основі розробленого композита (рис. 5) випробувано при обробці сферичних виробів із ВТ1-0 у лабораторних умовах Інституту надтвердих матеріалів ім. В.М. Бакуля НАН України. В інструменті застосовано синтетичні алмази АС20 при 100 % концентрації. Випробування проводили при обробці куль діаметром 28 мм. Для змащення використали мастило «Індустріальне-20».

Експериментально встановлено, що стабільна й безпечна робота інструмента на основі описаного

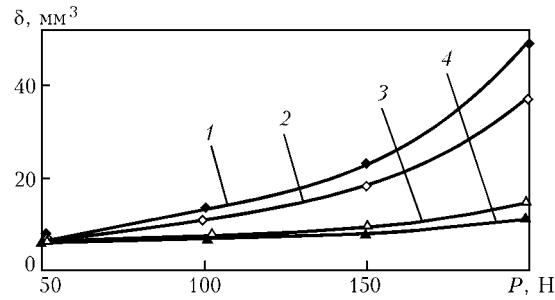


Рис. 6. Залежність інтенсивності зняття матеріалу від зусилля притискання інструмента до заготовки при різній зернистості: 1 — 200 / 160; 2 — 125 / 100; 3 — 63 / 50; 4 — 50 / 40

вище композита має місце при швидкості обертання заготовки $n = 1000$ об / хв.

Як видно з рис. 6, найбільш інтенсивне зняття припуска забезпечує інструмент зернистістю 200 / 160. Його задачею є усунення похибок форми заготовки після токарної обробки.

Експериментально встановлено, що необхідною умовою ефективного полірування і отримання шорсткості робочої поверхні готового виробу Ra 0,05 мкм (відповідно до ГОСТ Р ИСО 7206-2-2005) є значення Ra 0,25 мкм після попередніх операцій прецизійної обробки, що може бути досягнуто застосуванням алмазів меншої зернистості в інструменті.

Шорсткість поверхні заготовки вимірювали на приладі «Мікрон-альфа» [11], який дозволяє бу-

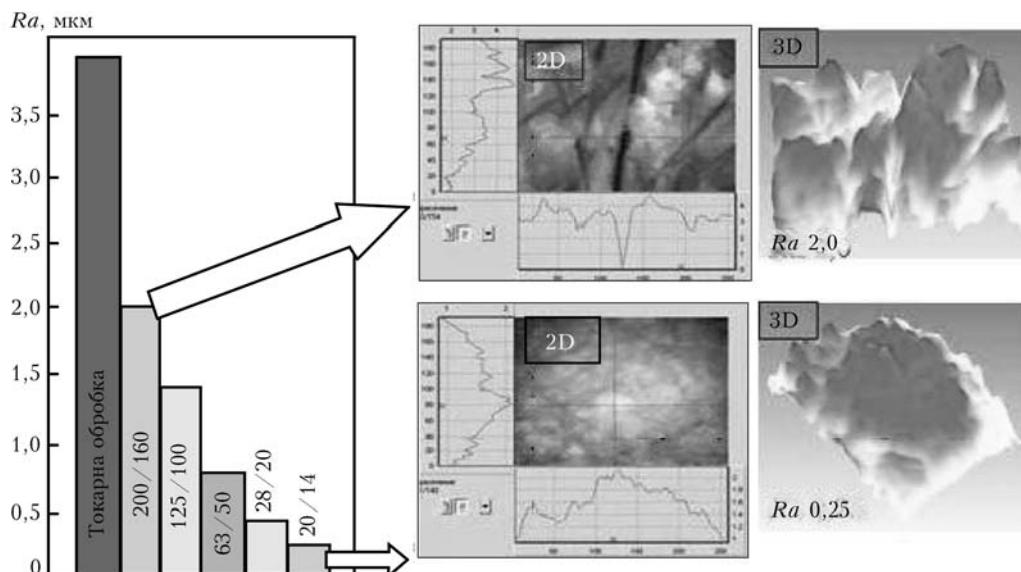


Рис. 7. Залежність шорсткості поверхні заготовки від зернистості синтетичних алмазів в інструменті

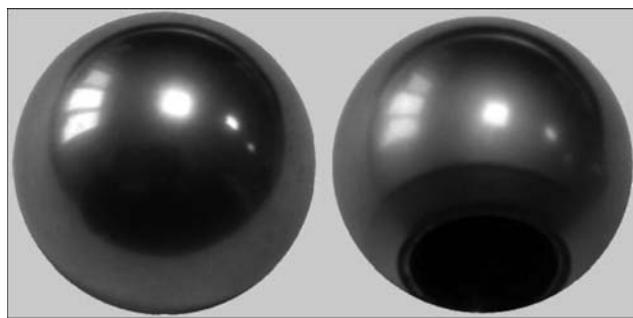


Рис. 8. Кулі з титану ВТ1-0, виготовлені за розробленою технологією

дувати дво- і тривимірне зображення рельєфу сферичної поверхні й одержувати його кількісні характеристики. На рис. 7 наведено значення шорсткості обробленої поверхні сфери залежно від зернистості синтетичних алмазів у абразивному композиті інструмента.

Очевидно, що для одержання шорсткості Ra 0,25 мкм, необхідно п'ять операцій попередньої обробки із зниженням зернистості інструмента: 200/160, 125/100, 63/50, 28/20, 20/14. При цьому відхилення форми виробу, виготовленого за розробленою технологією, не перевищує 6 мкм, тобто не перевищує поле допуску, обумовленого стандартом. Дослідження, виконані на растрому електронному мікроскопі «Zeiss EVO50» методом електронної мікроскопії, шаржування обробленої поверхні не виявили.

Для полірування головок із чистого титану застосовано водорозчинний компаунд, що містить модифіковане «невисихаюче» рослинне мастило. Активним компонентом полірувальної пасті є карбід кремнію після термообробки, яка його окрихчує.

Експериментально встановлено, що найкращі результати можна отримати при використанні бавовняних непрошитих кругів діаметром 150 мм при $n = 1000$ об/хв.

Результати вимірювання параметрів шорсткості за ISO 25178 після полірування наведено нижче: $Sq = 0,0725$; $Ssk = -1,66$; $Sku = 9,85$; $Sp = 0,243$; $Sv = 0,62$; $Sz = 0,863$; $Sa = 0,524$; $Rz = 0,2$; $Ra = 0,04$. Видно, що за шорсткістю виріб також відповідає вимогам стандарту. На рис. 8 наведено фотографію куль, виготовлених за цією технологією.

Висновки

- За опором стирання, антифрикційними властивостями пара тертя азотований ВТ1-0/хірулен істотно перевершує традиційну для практики ендопротезування пару CoCrMo/хірулен. Тертя в парі азотований ВТ1-0/хірулен нижче на 25 %, зносшення — в 2,6 раза. Після проходження шляху тертя 125 км, що відповідає близько 14 млн циклів навантаження, зносу титанового компоненту не виявлено.

2. Умови тертя деталей зчленування в плазмі крові та розчині Рінгера істотно відрізняються. Випробування, виконані в плазмі крові, більш коректно відтворюють умови роботи імплантованого в людське тіло штучного зчленування.

3. Інструмент на основі композита модифікованих епоксидних смол і синтетичних алмазів забезпечує обробку технічно чистого титану за схемою вільного притирання без схоплення, що дозволило створити ефективну технологію обробки сферичних заготовок із технічно чистого титану і отримати точність деталі до 0,006 мм, що відповідає ГОСТ Р ИСО 7206-2-2005.

4. Застосування полірувальних паст на основі водорозчинного компаунду, що містить модифіковане «невисихаюче» рослинне мастило, і активний компонент на основі карбіду кремнію дозволяє отримати шорсткість обробленої поверхні Ra 0,04 і менше, що задовільняє вимогам ГОСТ Р ИСО 7206-2-2005.

- Пинчук Л.С., Николаев В.И., Цветкова Е.А. Эндопротезирование суставов: технические и медико-биологические аспекты. — Гомель: ИММС НАН Беларуси, 2003. — 300 с.
- Филиппенко В.А., Танькут А.В. Эволюция проблемы эндопротезирования суставов // Междунар. мед. журн. — 2009. — № 1. — С. 70–74.
- Charnley J. Arthroplasty of the hip. A new operation // Lancet. — 1961. — № 11. — Р. 54–56.
- Иголкин А.И. Титан в медицине // Титан. — 1993. — № 1. — С. 86–90.
- Титановые сплавы в машиностроении / Б.В. Чечулин, С.С. Ушков, И.Н. Разуваева, В.Н. Гольдфайн. — Л.: Машиностроение, 1977. — 248 с.
- Федірко В.М., Погрєлок І.М. Азотування титану та його сплавів. — К.: Наук. думка, 1995. — 220 с.
- Оптимизация технологии нанесения покрытий по критериям прочности и износостойкости / Б.А. Ляшенко, Е.К. Соловьев, В.И. Мирненко и др. — Киев: Ин-т проблем прочности им. Г.С. Писаренко НАН Украины, 2010. — 193 с.
- Ермаков С.Ф. Трибофизика жидкых кристаллов. — Гомель: ИММС НАН Беларуси, 2008. — 232 с.
- Бернштейн Н.А. Очерки по физиологии движений и физиологии активности. — М.: Наука, 1966. — 236 с.
- Пат. 61729 А Україна, 7 В 24 В 11/10. Спосіб обробки сферичних поверхонь та пристрій для його реалізації / М.В. Новіков, О.О. Розенберг, С.В. Сохань. — Заявл. 09.04.2003; Опубл. 17.11.2003; Бюл. №11.
- Ігнатович С.Р., Закієв І.М. Контроль якості поверхні з использованием интерференционного профилометра // Винахідник і раціоналізатор. — 2007. — № 6. — С. 8–11.

ПРОЕКТ 8.17

Розробка технології виготовлення та застосування футерувальних елементів для збільшення ресурсу експлуатації деталей металургійного та гірнико-збагачувального устаткування

УДК 621.791.92.03

ФУТЕРОВОЧНЫЕ ЭЛЕМЕНТЫ ИЗ ИЗНОСОСТОЙКИХ НАПЛАВЛЕННЫХ ЛИСТОВ

А.П. ЖУДРА, канд. техн. наук, А.П. ВОРОНЧУК, А.В. ПЕТРОВ, В.О. КОЧУРА, инженеры
(Ин-т электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины)

Разработана технология изготовления футеровочных элементов из низкоуглеродистых стальных листов с наплавленным износостойким слоем толщиной от 3 до 17 мм. Приведены характеристики оборудования, краткая суть технологического процесса, материалы, применяемые при наплавке. Определен оптимальный способ резки и методы крепления футеровочных элементов. Приведены примеры оборудования, упрочненного футеровочными износостойкими плитами.

Ключевые слова: биметаллические листы, установка, система управления, наплавка, порошковая лента, футеровочные элементы, крепление, области применения

Упрочнение наплавкой — эффективный способ увеличения износостойкости и работоспособности деталей машин, работающих в условиях интенсивного абразивного изнашивания. Большую номенклатуру деталей наплавляют в процессе изготовления. В основном это цилиндрические детали типа вал, процесс наплавки которых легко механизировать за счет использования серийного или специализированного оборудования. Гораздо сложнее решать проблему наплавки конструкционных деталей и узлов вследствие их сложной конфигурации и больших трудозатрат на монтаж и демонтаж. В таких случаях гораздо целесообразнее использовать элементы конструкций, изготовленные из предварительно наплавленных биметаллических листов.

Особенно это рационально для футеровки узлов и деталей, работающих в условиях интенсивного абразивного изнашивания и имеющих плоские поверхности — бункера размольного и загрузочного оборудования, течки, стенки ковшей, кузова самосвалов, сита, лотки загрузочных устройств доменных печей и др.

Такие футеровочные элементы, как правило, изготавливают из биметаллических листов, наплавка которых за последние десятилетия получила очень широкое распространение за рубежом. На фирме «Triten» (США) в свое время была разработана технология наплавки проволокой сплошного сечения по слою шихты на базе карбидов хрома. Аналогичную технологию также широко используют фирмы «Vautid» и «Eipa» (Германия). На фирме «Castolin» (Швейцария) износостойкие листы наплавляют порошковой прово-

локой открытой дугой и под флюсом. Фирма «Digum» (Германия) освоила плазменно-порошковую наплавку листов с армированием наплавленного слоя гранулами литого карбида вольфрама. Ежегодно промышленные предприятия Европы и Америки потребляют сотни тысяч тонн наплавленных листов.

В отличие от зарубежных аналогов технология наплавки листов, разработанная в ИЭС им. Е.О. Патона, основывается на применении в качестве электродного материала самозащитных порошковых лент. Использование порошковой ленты обеспечивает высокую производительность процесса наплавки без глубокого проплавления основного металла и исключает трудоемкий процесс удаления шлаковой корки [1, 2].

Для наплавки листов толщиной от 5 до 7 мм применяют порошковую ленту сечением 10×3 мм, а листов толщиной от 8 до 20 мм — сечением $16,5 \times 4,0$ мм. Наплавку можно проводить в один, два и три слоя. При этом производительность может достигать 25 кг наплавленного металла в час.

В основу технологии наплавки листов порошковыми лентами заложено непрерывное возвратно-поступательное перемещение электрода и толчковое перемещение на шаг в конечных точках наплавляемой детали [3].

Необходимым условием получения качественного наплавленного износостойкого слоя является наличие трещин на его поверхности, которые не переходят в основной металл и являются разгрузочным фактором для снятия напряженного состояния металла, образовавшегося в процессе наплавки. Трещины оказывают незначительное влияние на эксплуатационные характеристики наплавленного слоя.

В процессе наплавки листы под воздействием дуги деформируются и после остывания имеют

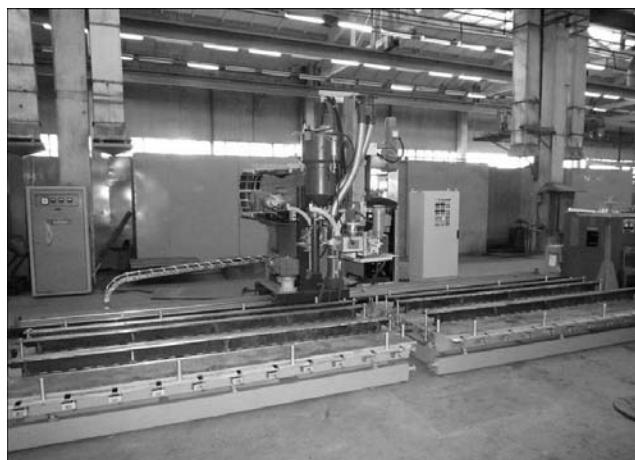


Рис. 1. Внешний вид установки АД 380.03М для наплавки листов

стрелу прогиба 100–150 мм на длине 3000 мм. Этот недостаток легко устраняется путем их прокатки в правильных вальцах.

Для реализации разработанной технологии совместно с ОКТБ ИЭС им. Е.О.Патона, ОЗСО ИЭС им. Е.О. Патона и ООО «ПЛАН-Т» была спроектирована и изготовлена специализированная установка АД 380.03М для упрочнения методом электродуговой наплавки открытой дугой стальных листов толщиной от 5 до 30 мм, длиной 3 м и шириной 1,5 м [3, 4]. Она состоит из тележки с двумя наплавочными головками, перемещающейся по направляющей. Установка оснащена двумя рабочими столами для крепления стальных листов, что обеспечивает непрерывность процесса наплавки. Тележка может перемещаться с рабочей и маршевой скоростью. Технические характеристики установки АД 380.03М следующие:

Наименование параметра	Норма
Номинальный сварочный ток при ПВ = 100 %, А	1200
Размеры электродной ленты, мм	16,5–4,0; 10,0–3,0
Диапазон регулирования скорости подачи порошковой ленты, м/ч	4–120
Диапазон регулирования скорости подачи проволоки, м/ч	20–600

Таблица 1. Толщины наплавленных листов, мм

Типоразмер	5	6	8	8	8	10	10
	+	+	+	+	+	+	+
	3	4	5	8	10	5	8
Толщина основного металла	5	6	8	8	8	10	10
Толщина наплавленного слоя	3	4	5	8	10	5	8

Окончание табл. 1

Типоразмер	10	12	12	12	12	15	15	20
	+	+	+	+	+	+	+	+
	10	5	10	12	17	5	10	12
Толщина основного металла	10	12	12	12	12	15	15	20
Толщина наплавленного слоя	10	5	10	12	17	5	10	12

Таблица 2. Материалы для наплавки листов

Марка порошковой ленты	Химический состав наплавленного металла, мас. %							Твердость HRC
	C	Cr	Mn	Nb	Mo	V	W	
ПЛАН-Т-180	4,5	30,0	—	—	1,0	—	—	58–62
ПЛАН-Т-181	4,5	30,0	3,0	—	—	—	—	56–60
ПЛАН-Т-185	4,5	22,0	—	7,0	—	—	—	58–62
ПЛАН-Т-179	5,0	22,0	—	7,0	6,0	1,0	2,0	58–62

внении с зарубежными аналогами показали результаты, не уступающие мировым образцам, а часто превосходящие их по износостойкости на 15–20 %. Внешний вид наплавленных листов представлен на рис. 2.

Получаемые биметаллические листы путем раскряя, резки и гибки можно легко трансформировать в широкую гамму футеровочных элементов различной конфигурации, предназначенных для упрочнения узлов и агрегатов, продлевая их работоспособность в несколько раз.

Технологический процесс изготовления всех футеровочных элементов осуществляется по следующей схеме. Наплавленный и выпрямленный лист кроится при помощи плазменной резки. С помощью этого процесса производится и прошивка технологических отверстий для крепления листов. Затем производится гибка листов в вальцах или на прессовом оборудовании. Крепление листовых износостойких заготовок производится как специальными болтами, так и сваркой. Болты от обычных отличаются тем, что на поверхность головок наносится слой износостойкого сплава таким образом, чтобы его поверхность, соприкасающаяся с абразивным материалом, имела одинаковую износостойкость с наплавленной поверхностью листа. Приварка износостойких элементов осуществляется со стороны основного металла, а стык со стороны рабочей поверхности заплавляется износостойким сплавом.

Технологические отверстия для крепления болтами вырезаются различной формы — цилиндрические или с фаской для крепления болтами с головкой «в потай».

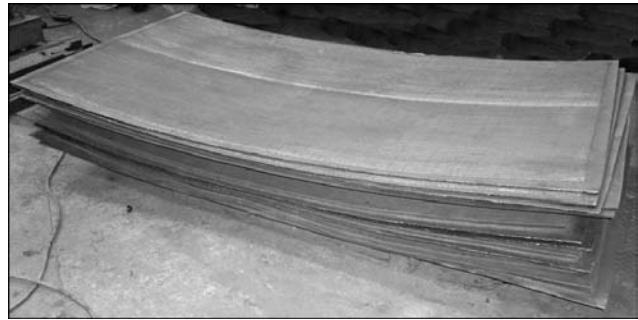


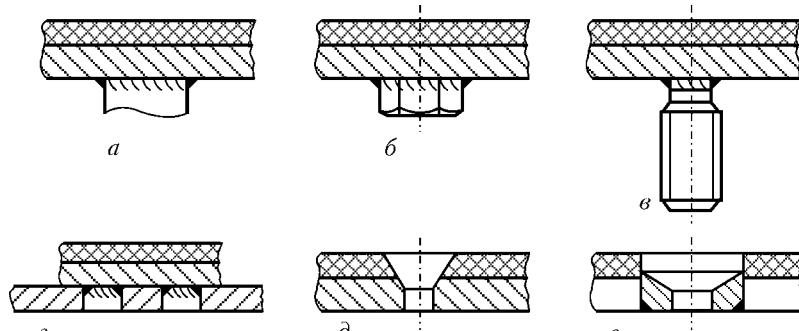
Рис. 2. Внешний вид биметаллических листов после наплавки

Были разработаны различные способы крепления футеровочных элементов к конструкциям технологического оборудования (рис. 3).

Следует отметить, что приварка крепежных деталей осуществляется ручной или полуавтоматической сваркой, а в случае приварки шпилек может использоваться контактная сварка. Головки болтов заплавляются вручную износостойким сплавом. Для этого используют электроды типа АНВНп-2 или отрезки порошковой ленты той же марки, которой наплавлены биметаллические износостойкие листы.

В некоторых случаях, например, при футеровке ковшей экскаваторов, выполненных из стали 110Г13Л, приварка износостойких элементов производится электродами или порошковой проволокой аустенитного класса (ПП-АНВ 2у).

Совместно с предприятиями ООО «ПЛАН-Т» (Киев) и ООО «Стайл-Ворк» (Кривой Рог) были изготовлены различные опытные образцы футеровочных элементов для промышленных испытаний на предприятиях Криворожского региона применительно-

Рис. 3. Способы крепления футеровочных элементов: *a–e* — соответственно приварка стержня, гайки и шпильки; *г* — приварка к корпусу оборудования; *д* — вырезка отверстий для крепления болтом «в потай»; *е* — вырезка цилиндрического отверстия и приварка бонки

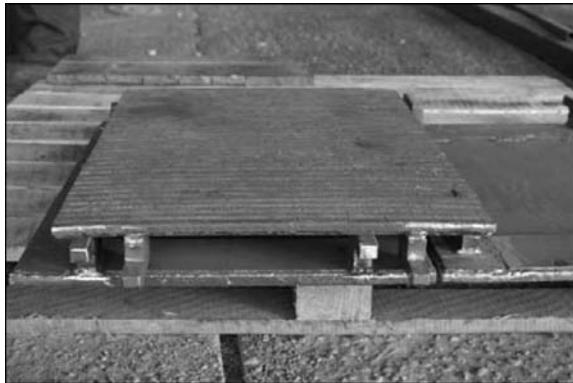


Рис. 4. Заготовка футеровки



Рис. 6. Ковш карьерного экскаватора

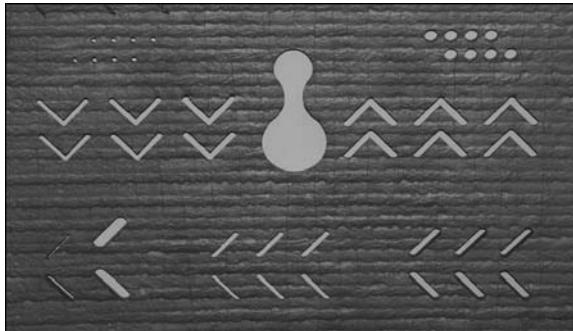


Рис. 5. Наплавленный лист с вырезанными отверстиями различной конфигурации



Рис. 7. Течка аглофабрики

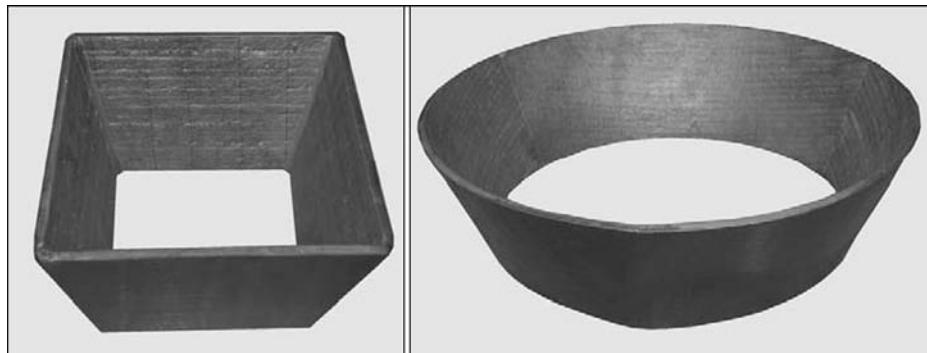


Рис. 8. Конусные пересыпные устройства

но к упрочнению деталей и машин металлургического и горнорудного комплекса (рис. 4–8).

Предварительные испытания показали увеличение работоспособности упрочненных футеровочными элементами узлов и деталей от 2 до 10 раз.

Разработанные технологии, оборудование и материалы позволяют получать широкую гамму износостойких футеровочных элементов, которые могут с успехом применяться при изготовлении и ремонте оборудования в различных отраслях промышленности. Такие изделия конкурентоспособны и на мировом рынке.

1. Наплавка быстроизнашивающихся деталей самозащитными порошковыми лентами / Б.В. Данильченко, В.П. Шимановский, А.П. Ворончук, И.П. Конылев // Автомат. сварка. — 1989. — № 5. — С. 38–41.
2. Терпило В.Н., Шимановский В.П. Технология наплавки порошковыми лентами листов малой толщины // II конф. молодых ученых и специалистов. — Киев, 16–20 мая 1988. — С. 48–49.
3. Жу́дра А.П., Ворончук А.П., Великий С.И. Оборудование и материалы для износостойкой наплавки листовых футеровочных элементов // Автомат. сварка. — 2009. — № 6. — С. 53–56.
4. Жу́дра А.П., Ворончук А.П. Износостойкая наплавка порошковыми лентами // Сварщик. — 2011. — № 6. — С. 6–9.
5. Жу́дра А.П., Ворончук А.П. Наплавочные порошковые ленты // Автомат. сварка. — 2012. — № 6. — С. 39–44.

Розділ 9

Підготовка нормативних документів і науково-технічних посібників з питань оцінки ресурсу об'єктів тривалої експлуатації

Керівник розділу — академік НАН України В.В. Панасюк

Проблема оцінювання роботоздатності елементів конструкцій тривалої експлуатації є комплексною. Вона включає окрім під проблеми з таких розділів науки про фізико-хімічну механіку конструкційних матеріалів, як:

- деформування та руйнування матеріалів у за- даних експлуатаційних умовах (вид навантаження, температурні режими, середовище експлуатації тощо);
- вплив робочих середовищ на зміну (деграда- цію) фізико-механічних властивостей конструкцій- них матеріалів за умов тривалої експлуатації;
- розроблення методів і формулювання критеріїв, а також підготовка нормативних документів для оцінювання ресурсу роботоздатності (довговічності) елементів конструкцій машин і споруд з урахуванням впливу структури матеріалів, а також часових, температурних і фізико-хімічних чинників робочих середовищ на опірність матеріалів їх руй- нуванню.

На розв'язання цих завдань спрямовано проекти розділу 9.

Впродовж 2010–2012 рр. за цим розділом виконано шість проектів (завдань). Одержані результати можна об'єднати у такі два підрозділи: науково-технічні посібники та нормативні документи і відомчі рекомендації для інженерної практики.

Науково-технічні посібники. Підготовлено та опубліковано сучасні науково-технічні посібники для інженерно-технічних працівників конструкторських і промислових підрозділів з питань досягнень науки про руйнування елементів конструкцій машин або стаціонарних об'єктів, у яких під час тривалої експлуатації виникли гострі концентратори напружень (тріщини, дефекти типу гострих надрізів або надрізів з малими радіусами закруглення вершини). Біля таких концентраторів напружень у процесі експлуатації конструкцій виникає висока концентрація (збільшення) напруження в матеріалі.

Такі зони елементів конструкцій становуть визначальними щодо ресурсу роботоздатності та надійності об'єкта. У підготовлених посібниках наведено синтез наукових результатів з цієї проблематики та сформульовано критерії для інженерної практики щодо оцінювання роботоздатності елементів конст-

рукцій з дефектами типу тріщин або гострих надрізів. Це такі науково-технічні посібники.

Проект 9.1. Підготовка науково-технічного посібника «Працездатність матеріалів і елементів конструкцій з гострокінцевими концентраторами напружень». Керівник проекту — чл.-кор. НАН України І.М. Дмитрах (ФМІ ім. Г.В. Карпенка НАН України).

Підготовлений науково-технічний посібник (автори: І.М. Дмитрах, Л. Тот, О.Л. Білій, А.М. Сиротюк) складається із семи розділів і присвячений узагальненню сучасних наукових та інженерних підходів для оцінювання роботоздатності та залишкової довговічності дефектних елементів конструкцій тривалої експлуатації, в яких наявні гострі кінцеві концентратори напружень (тріщини).

У першому розділі наведено короткі відомості та дана загальна характеристика процесів тріщиноутворення в деяких елементах конструкцій енергетичного устаткування, трубопровідного транспорту, устаткування хімічної промисловості, машинобудування та мостових конструкцій. Зазначено, що явище концентрації напружень в елементах конструкцій відповідального промислового обладнання може проявлятися у різних формах. Розглянуто три основні групи концентраторів. Перш за все, це конструктивні концентратори напружень (різноманітні виточки, жолобки, шліцові пази тощо); технологічні концентратори (зварні шви); експлуатаційні концентратори напружень, що виникають через довготривалу роботу конструкції в агресивних умовах (різноманітні корозійні виразки, пітинги, а також корозійно-механічні тріщини). Показано, що науковим інструментарієм оцінювання роботоздатності елементів конструкцій з гострими концентраторами є механіка руйнування матеріалів та конструкцій, зокрема закономірності зародження і розвитку неоднорідностей, дефектів структури матеріалу типу тріщин при статичних і циклічних навантаженнях.

В другому розділі коротко викладено базові положення механіки руйнування матеріалів. При цьому особливу увагу приділено підходам до характеристик визначення опору матеріалів руйнуванню (поширенню тріщини) в умовах дії корозійно-агресивних середовищ. Наведено спеціальну методи-

ку побудови інваріантних (однозначних) діаграм корозійної тріщиностікості матеріалів, що ґрунтуються на урахуванні специфічних електрохімічних умов у вершині тріщини і показано її переваги та ефективність порівняно із традиційними методами. Обґрунтувано також критерії для розрахункових оцінок міцності та довговічності, зокрема, критерій безпечної експлуатації деталей за пороговою довжиною тріщини, критерій ризику крихкого катастрофічного руйнування. Запропоновано також новий критерій оцінювання міцності й надійності конструкцій із тріщиноподібними дефектами на основі запропонованого показника «опірності елемента конструкції росту тріщини», який є характеристикою швидкості зміни коефіцієнта інтенсивності напружень біля вершини тріщини під час її росту в даному конструктивному елементі.

Третій розділ містить відомості про характеристики тріщиностікості конструкційних сталей при циклічному навантаженні, які у сучасній інженерній практиці розглядаються як найбільш адекватна основа для оцінювання фізико-механічного стану та залишкового ресурсу конструктивних елементів у заданих експлуатаційних умовах.

У четвертому розділі наведено аналітичні співвідношення для підрахунку коефіцієнтів інтенсивності напружень (КІН) K_I та швидкості їх зміни dK_I/da біля вершини тріщини у конструктивних елементах (тут a — характерний розмір тріщиноподібного дефекту). Розглянуто найбільш типові елементи конструкцій (пластини, плити, стрижні, балки, циліндричні й сферичні оболонки, а також деталі складної конфігурації із дефектами різної форми та розташування за умов дії квазістатичних навантажень).

У п'ятому розділі наведено оцінки міцності та ризику руйнування типових конструктивних елементів при статичних навантаженнях на основі запропонованого показника «опірності матеріалу конструкції росту тріщини». Для кожного розглянутого конструктивного елемента із тріщиноподібним дефектом заданої форми і заданого розташування побудовано відповідні номограми для практичного використання.

У шостому розділі наведено приклади розрахунків довговічності елементів конструкцій при циклічних навантаженнях і дії робочих середовищ. При цьому характеристичне значення розміру дефекту a^* вибиралось як граничне при визначенні залишкової довговічності.

Заключний, сьомий розділ присвячено оцінюванню та прогнозуванню роботоздатності елементів конструкцій із урахуванням дії експлуатаційних умов. Здійснено оцінку та прогнозування роботоздатності трубопровідних систем теплоенергетичного призначення, а також показано негативний вплив техногенних домішок у робочих середовищах на безпечну експлуатацію конструкцій. Okрім цього, розглянуто роль такого середовища як водень на роботоздатність і ризик руйнування трубопроводів

із урахуванням об'ємної концентрації водню у металі та локальної концентрації водню біля тріщиноподібних дефектів. Наведено також опис розроблених експертних комп'ютерних систем, що дозволяють ефективно застосовувати в інженерній практиці викладені вище підходи до оцінювання міцності елементів конструкцій з гострокінцевими концентраторами напружень (тріщиноподібними дефектами).

Проект 9.3. Підготовка науково-технічного посібника «Коефіцієнти концентрації напружень для тіл з кутовими вирізами» (уточнена назва «Концентрація напружень у твердих тілах з вирізами» автори: М.П. Саврук, А. Казберук). Керівник проекту — д-р фіз.-мат. наук М.П. Саврук (ФМІ ім. Г.В. Карпенка НАН України).

Наведено аналіз методів розрахунку концентрації напружень в елементах конструкцій з гострокінцевими і закругленими вирізами. Здійснено синтез відомих і нових (одержаних під час виконання проекту) результатів про коефіцієнти концентрації та інтенсивності напружень у тілах із закругленими та гострими вирізами. Встановлено залежності між коефіцієнтами концентрації та коефіцієнтами інтенсивності напружень для гострих і закруглених кутових вирізів. Ці залежності стали основою єдиного підходу до оцінювання розподілу напружень у деформованих тілах біля гострих і закруглених концентраторів напружень. Завдяки цьому підходу отримано низку нових розв'язків двовимірних задач про концентрацію напружень у тілах з кутовими вирізами із закругленнями у вершинах довільного радіусу (див. статтю у збірнику).

Нормативні документи та відомчі рекомендації для інженерної практики.

Проект 9.2. Розроблення відомчого нормативного документа «Критерії вибору та оцінювання працездатності високоміцніх сталей сущільнокатаних залізничних коліс». Керівник проекту — д-р техн. наук О.П. Осташ (ФМІ ім. Г.В. Карпенка НАН України).

Обґрунтовано необхідність зміни концепції вибору високоміцніх колісних сталей для підвищення довговічності залізничних коліс як за критерієм зношування, так і за критерієм вищерівлювання їх поверхні кочення. На підставі модельних експериментів і розрахунків встановлено, що відповідальними за утворення дефектів типу вищербина (пітингів і відшарувань) є характеристики циклічної тріщиностікості сталей за нормального відриву і поперечного зсуву, які суттєво залежать від температурно-силового навантаження під час гальмування коліс. Запропоновано нові методики дослідження пошкоджуваності поверхні кочення модельних зразків пари колесо—рейка та визначення характеристик циклічної тріщиностікості сталей за умов поперечного зсуву. Базуючись на отриманих результатах, у співпраці з науковцями Дніпропетровського національного університету залізничного транспорту та Інституту чорної металургії НАН

України розроблено відомчий документ «Нормативи на сталі для запобігання експлуатаційних дефектів на поверхні кочення сущільнокатаних високоміцних залізничних коліс», який передано «Укрзалізниці» для затвердження і надання йому чинності відомчого нормативного документа (див. статтю у цьому збірнику).

Проект 9.4. Підготовка нормативного документа ДСТУ «Магістральні нафтопроводи. Протикорозійний захист резервуарів». Керівник проекту — канд. техн. наук В.А. Черватюк (ФМІ ім. Г.В. Карпенка НАН України).

Проект націлено на розв'язання важливої для нафтогазового комплексу України проблеми — створення державного стандарту, що визначає якість протикорозійного покриття резервуарів для зберігання сирої та товарної нафти та нафтопродуктів, спрямований на підвищення надійності й безпечної експлуатації магістральних нафтопроводів і пов'язаних з ними споруд, зменшення корозійних ушкоджень резервуарів, охорони навколошнього середовища. Наявні в Україні нормативні документи з цієї проблеми є застарілими і не приведені відповідно до міжнародних нормативних документів.

В ході виконання проекту проведено вивчення та аналіз наявних національних, галузевих, відомчих нормативних документів, нормативних актів, що стосуються теми протикорозійного захисту резервуарів, розроблено та погоджено структуру нормативного документа з ТК-85 (Корозія металів та сплавів Держстандарту та ДП «УкрНДНЦ»). Підготовлено першу редакцію стандарту, яку разом із пояснювальною запискою та технічним завданням надіслано на експертизу ДП УкрНДНЦ. Доопрацьований проект першої редакції стандарту розіслано на відгуки у ПАТ «Укртранснафта», ПВАТ «Інститут транспорту нафти» (ІНТ), ІЕЗ НАН України, філії «ПДМН», МН «Дружба» ПАТ «Укртранснафта», Державну службу гірничого нагляду та промислової безпеки України, ДП «Центр сертифікації та контролю якості будівництва об'єктів нафтогазового комплексу», ДП «УкрСЕПРОтрубоЭзол». На підставі одержаних позитивних відгуків і з урахуванням зауважень у відгуках доопрацьовано проект стандарту та передано на розгляд і затвердження в УкрНДНЦ Держспоживстандарту України. Опис нормативного документа наведено в статті В.А.Черватюка та І.М.Кушніра у цьому збірнику.

Проект 9.5. Розробка нормативного документа «Визначення методом LM-твёрдости рівня розсіяння пошкоджень в металевих матеріалах у вихідному стані та після різних стадій напрацювання в діючих технічних виробах». Керівник проекту — академік НАН України А.О. Лебедев (ІПМіц. ім. Г.С. Писаренка НАН України).

Проектом передбачено розробку нормативного документа, який регламентує процедуру вимірювань та обробку результатів дефектоскопії конструкційних матеріалів методом LM-твёрдості при

виготовленні, монтажі, експлуатації й ремонті технічних та інших об'єктів і дозволяє визначити рівні розсіяння пошкоджень металу у вихідному стані та після різного роду напрацювання і на цій основі реалізації прогнозування залишкового ресурсу виробів.

При виконанні проекту проведено аналіз методів і приладів, що застосовуються для вимірювання твердості, сформульовано для них необхідні вимоги, виконання яких забезпечує найбільш ефективну реалізацію метода LM-твёрдості, в тому числі для встановлення пошкоджуваності матеріалів реальних виробів. Отримано важливі дані про вплив напруженого стану, рівня напружень, періодичних розвантажувань та інших факторів, які необхідно було включити в нормативний документ щодо формулування проведення процедури замірів та обробки отриманих результатів. Під час виконання проекту розроблено та підготовлено реді-макет нормативного документа «Матеріали металеві. Визначення рівня розсіяння пошкоджень методом LM-твёрдості» (СОУ:2011), який встановлює спосіб та процедуру оцінювання якості чорних і кольорових металів і сплавів за критеріями нелокальних (розсіяних) пошкоджень за методом LM-твёрдості. Документ оформлено відповідно до вимог ДСТУ 2.5.2003.

До проекту стандарту додано реді-макет «Пояснювальні матеріали», в якому наведено додаткові дані про метод LM-твёрдості. Акцентовано увагу на те, що в цьому методі запропоновано використовувати статистичні показники розсіювання характеристик механічних властивостей матеріалу (в нормативному документі — твердості): зокрема, коефіцієнт гомогенності m Вейбулла, який визначається за формулою Гумбеля, коефіцієнт варіації v , які адекватно характеризують ступінь деградації матеріалу на різних етапах технологічної обробки чи напрацювання.

Проект нормативного документа пройшов рецензування в Технічному центрі НАН України, Інституті фізики гірничих процесів НАН України, Науково-виробничому підприємстві «Вимірювальні технології», Приватному підприємстві «ДП-ТЕСТ», Державному територіально-галузевому об'єднанні «Південно-Західна залізниця» та ін. Після врахування відповідних експертіз проект опрацьовано та надіслано до відповідних органів для затвердження та надання йому чинності.

Проект 9.6. Розроблення нормативного документа з реалізації ремонтних технологій відновлення працездатності пошкоджених поверхонь залізничних коліс із високоміцної сталі за умов тривалої їх експлуатації «Відновлення дуговими процесами зварювання профілю кочення залізничних коліс». Керівник проекту — д-р техн. наук В.Д. Позняков (ІЕЗ ім. Є.О. Патона НАН України).

Здійснено комплексні дослідження впливу тривалих експлуатаційних навантажень і технології наплавлення під час відновлення профілю гребенів

коліс на структуру, міцність, пластичність та опірність крихкому руйнуванню металу залізничних коліс марки 2, що контактує з рейками. За результатами цих досліджень встановлено, що через тривалу експлуатацію приповерхневі шари металу (200–300 мкм від поверхні) на ділянці переходу від поверхні кочення до гребеня суттєво зміщуються, а значні локальні внутрішні напруження, що при цьому виникають, призводять до утворення мікротріщин. Визначено, що необхідний комплекс механічних властивостей наплавленого металу (твердість $HV \geq 250$, міцність $\sigma_b \geq 700$ МПа) можуть забезпечити зварювальні матеріали бейнітного чи бейнітно-мартенситного класу, дроти суцільного перерізу марок Св-08ХМ, Св-08ХМФ під флюсом

АН-348 та порошковий дріт марки ПП-АН180МН. Всі ділянки наплавлень, виконаних цими матеріалами, мають однорідну структуру з рівномірним розподілом внутрішніх локальних напружень.

На підставі виконаних досліджень розроблено вимоги щодо оброблення коліс перед наплавленням, вибору зварювальних матеріалів, технології наплавлення та підготовлено «Технічні умови України – ТУ У 27.3-05416923-№106:2012» «Відновлення дуговими процесами зварювання профілю кочення залізничних коліс», які передано на розгляд та затвердження до Залізстандуарту України.

ПРОЕКТ 9.1

Підготовка науково-технічного посібника «Працездатність матеріалів і елементів конструкцій з гострокінцевими концентраторами напружень»

УДК 620.191.33

ПРАЦЕЗДАТНІСТЬ МАТЕРІАЛІВ І ЕЛЕМЕНТІВ КОНСТРУКЦІЙ З ГОСТРОКІНЦЕВИМИ КОНЦЕНТРАТОРАМИ НАПРУЖЕНЬ

Академік НАН України **В.В. ПАНАСЮК**, чл.-кор. НАН України **І.М. ДМИТРАХ, Л. ТОТ,**
О.Л. БІЛИЙ, А.М. СИРОТЮК, кандидати техн. наук
(Фізико-механічний ін-т ім. Г.В. Карпенка НАН України)

Науково-технічний посібник містить узагальнення сучасних наукових та інженерних підходів механіки руйнування і міцності матеріалів щодо оцінювання роботоздатності та залишкової довговічності дефектних елементів конструкцій тривалої експлуатації за умов появи гострокінцевих концентраторів напружень. Наведено приклади оцінювання залишкової довговічності та ризику руйнування пошкоджених елементів конструкцій з урахуванням експлуатаційних чинників (характер навантаження, дія робочих середовищ, стан матеріалу тощо).

Ключові слова: елементи конструкцій, агресивні робочі середовища, тріщиноподібні дефекти, швидкість росту тріщини, коефіцієнти інтенсивності напружень, показник опірності матеріалу росту тріщини, порогова і критична глибина на тріщині, діаграми оцінювання роботоздатності та ризику руйнування конструктивних елементів з дефектами

Технічна діагностика та досвід експлуатації відповідальних конструкцій і технологічного обладнання свідчать, що в таких об'єктах зростає кількість так званих нетрадиційних пошкоджень, які не прогнозуються нормативними інструкціями та документами і виникають внаслідок тривалої роботи устаткування або різноманітних відхилень від експлуатаційних режимів. Такі пошкодження в основному мають корозійно-механічну природу та виникають перш за все в місцях підвищеної концентрації напружень, що зумовлено конструктивними особливостями або технологією виготовлення деталі чи вузла.

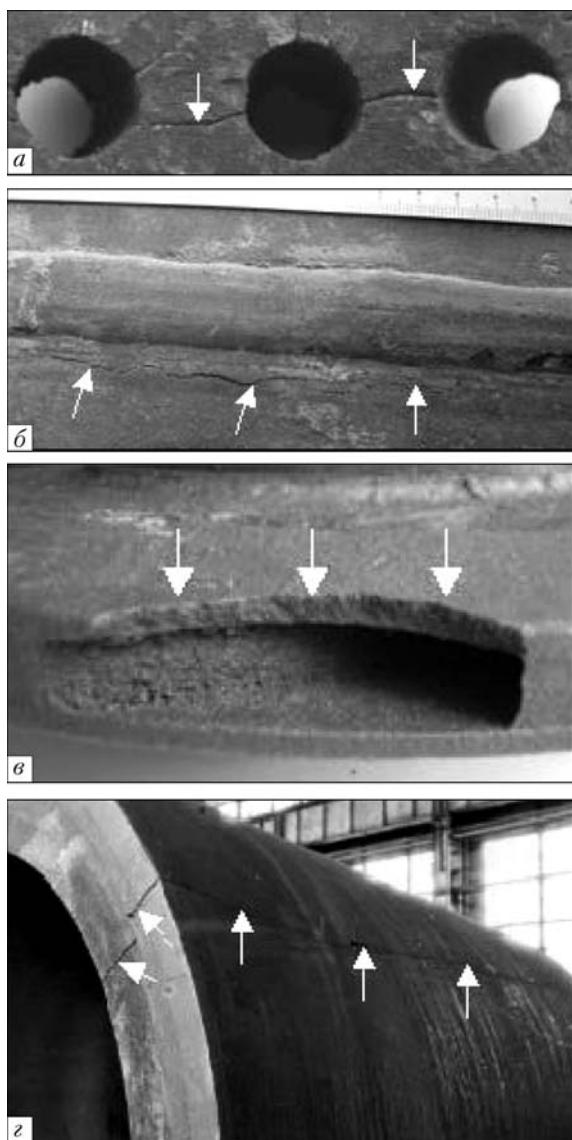
Інженерна практика засвідчує, що власне в цих місцях і виникають основні поломки та руйнування конструктивних елементів. При цьому за фізичною природою такі процеси руйнування є багатостадійними локалізованими процесами зародження та розвитку тріщиноподібних дефектів (гострокінцевих концентраторів напружень) до критичних розмірів. Тут визначальний вплив мають фізико-хімічні чинники локальної взаємодії напруженого металу та робочого середовища, які принципово змінюють кінетику пошкоджуваності матеріалу та суттєво прискорюють процес його руйнування.

Науково-технічний посібник «Працездатність матеріалів і елементів конструкцій з гострокінцевими концентраторами напружень» складається з

семи розділів. Він присвячений узагальненню сучасних наукових та інженерних підходів механіки руйнування і міцності матеріалів щодо оцінювання роботоздатності та залишкової довговічності дефектних елементів конструкцій тривалої експлуатації за умов появи гострокінцевих концентраторів напружень (тріщин).

У першому розділі наведено короткі відомості та дана загальна характеристика процесів тріщинутворення в деяких елементах конструкцій енергетично-го устаткування, трубопровідного транспорту, устаткування хімічної промисловості та машинобудування (рис. 1).

Слід зазначити, що явище концентрації напружень в елементах конструкцій відповідального промислового обладнання може проявлятись у різних формах. У зв'язку з цим всі концентратори напружень можна умовно розділити на три основні групи. Перш за все це концентратори напружень, нерозривно пов'язані з конструктивними особливостями елементів конструкцій чи деталей. До них можна віднести різноманітні виточки, жолобки, шліцові пази тощо. До другої групи належать концентратори напружень, що виникають внаслідок технології виготовлення елемента конструкцій. Тут характерним прикладом можуть бути різноманітні зварні з'єднання, оскільки в зоні зварного шва завжди існує певна неоднорідність поля напружень. Третю групу складають так звані експлуатаційні концентратори напружень, які виникають внаслідок довготривалої роботи конструкції в агресивних умовах. Насамперед це різноманітні корозійні виразки, пітинги, а також корозійно-механічні тріщини.



Рису. 1. Типові експлуатаційні пошкодження та дефекти в елементах конструкцій тривалої експлуатації: *а* — корозійно-механічні тріщини між отворами для приєднання патрубків у колекторі пароперегрівача енергоблоку ТЕС; *б* — корозійне розтріскування двошовної зварної труби зі сталі X70 магістрального газопроводу; *в* — пошкодження робочих коліс від центрлових насосних агрегатів хімічного устаткування, спричинене тріщиноутворенням; *г* — тріщини у бандажі валцовувального валка сталепрокатного устаткування

Незважаючи на різну фізичну природу походження для всіх вказаних концентраторів напружень характерною є локалізація фізико-механічних та фізико-хімічних процесів руйнування матеріалів. У зв'язку з цим оцінювання корозійно-механічної пошкоджуваності та руйнування матеріалу біля концентраторів напружень різних типів можна здійснювати на основі спільногометодологічного підходу. Таким науковим інструментарієм є механіка руйнування матеріалів та конструкцій, що вивчає закономірності зародження і розвитку неоднорідностей та дефектів структури матеріалу типу тріщин при статичних і цикліческих навантаженнях.

У другому розділі коротко викладено базові положення механіки руйнування матеріалів. При цьому особливу увагу приділено підходам визначення характеристики опору матеріалів руйнуванню (поширенню тріщини) в умовах дії корозійно-агресивних середовищ. Тут викладено спеціальну методику побудови інваріантних (однозначних) діаграм корозійної тріщиностійкості матеріалів, яка ґрунтуються на урахуванні специфічних електрохіміческих умов у вершині тріщини, показано її переваги та ефективність порівняно з традиційними методами. У розділі також наведено обґрунтування критеріїв для розрахункового оцінювання міцності та довговічності дефектних елементів конструкцій, зокрема, це критерії безпечної експлуатації за пороговою глибиною тріщини та ризику крихкого катастрофічного руйнування. Запропоновано новий критерій оцінювання міцності та надійності конструкцій з тріщиноподібними дефектами на основі показника опірності елемента конструкції росту тріщини, який є характеристичною швидкості зміни коефіцієнта інтенсивності напружень K_I біля вершини тріщини довжиною a під час її росту у даному конструктивному елементі, тобто

$$\lambda = \frac{dK_I}{da}. \quad (1)$$

Загальну схему визначення показника λ для квазістатичного навантаженого елемента конструк-

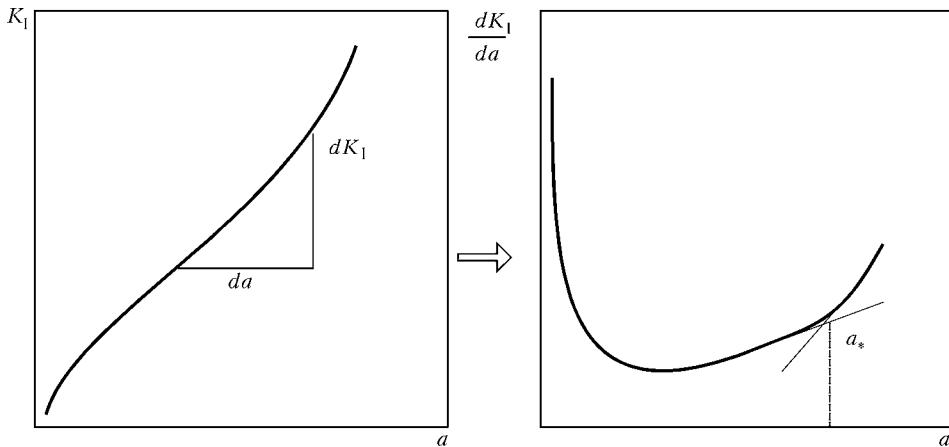


Рис. 2. Схема визначення показника опірності елемента конструкції росту тріщини при квазістатичному навантаженні

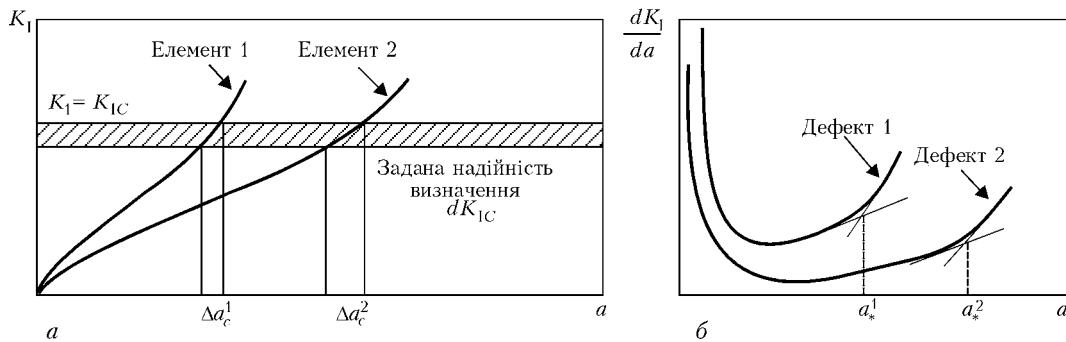


Рис. 3. Визначення необхідної надійності при вимірюванні критичної довжини тріщини a_c для різних елементів конструкцій (а) та порівняльне оцінювання небезпеки різних тріщиноподібних дефектів в одинакових за формою конструктивних елементах, що виготовлені з одного матеріалу та знаходяться в одинакових експлуатаційних умовах (б)

ції показано на рис. 2. Тут у залежності $dK_I/ds = F(a)$ існує деяке значення розміру дефекту a^* , починаючи з якого зафіковано різке зростання швидкості зміни коефіцієнта інтенсивності напружень K_I . Це значення розміру дефекту a^* є характеристичним для оцінювання міцності та надійності елементів конструкцій з тріщиноподібними дефектами.

Таким чином, на підставі зміни параметра λ залежно від геометрії конструктивного елементу та способу його навантажування, форми і розташування тріщиноподібного дефекту можна здійснювати порівняльне оцінювання ризику руйнування конструкцій чи їх компонентів, а також формулювати вимоги до процедури їх технічної діагностики у процесі експлуатації.

У двох різних за геометрією конструктивних елементах, що виготовлені з одного матеріалу та знаходяться в одинакових експлуатаційних умовах при заданій надійності визначення критичного значення K_{IC} внаслідок різного характеру зміни КІН з довжиною тріщини необхідна надійність у вимірюванні критичної довжини тріщини a_c є різною (рис. 3, а). Якщо розглянути два одинакові за геометрією конструктивні елементи, що виготовлені з одного матеріалу та знаходяться в одинакових експлуатаційних умовах, але мають різні за фор-

мою чи місцем розташування тріщиноподібні дефекти, то можна встановити, який дефект є більш небезпечним з точки зору ризику руйнування (рис. 3, б). Аналогічно можна здійснювати прогнозне оцінювання міцності та ризику руйнування для конструктивних елементів, що знаходяться у різних умовах навантаження або виготовлені з різних матеріалів.

Третій розділ містить відомості про характеристики тріщиностійкості конструкційних сталей при циклічному навантаженні, які у сучасній інженерній практиці розглядаються як найбільш адекватна основа оцінювання фізико-механічного стану та залишкового ресурсу конструктивних елементів у заданих експлуатаційних умовах. На прикладі трьох характерних марок сталей (вуглецевої, низько- та високолегованої) розглянуто вплив основних експлуатаційних чинників на опір матеріалу поширенню у ньому втомної тріщини. Зокрема, показано вплив складу робочого середовища, частоти циклічного навантаження та асиметрії циклу навантажування, тривалості експлуатації матеріалу та присутності в робочих середовищах техногенних домішок. У розділі наведено дані про базові характеристики циклічної тріщиностійкості конструкційних сталей, які використовуються в різних галузях індустріальної інфраструктури

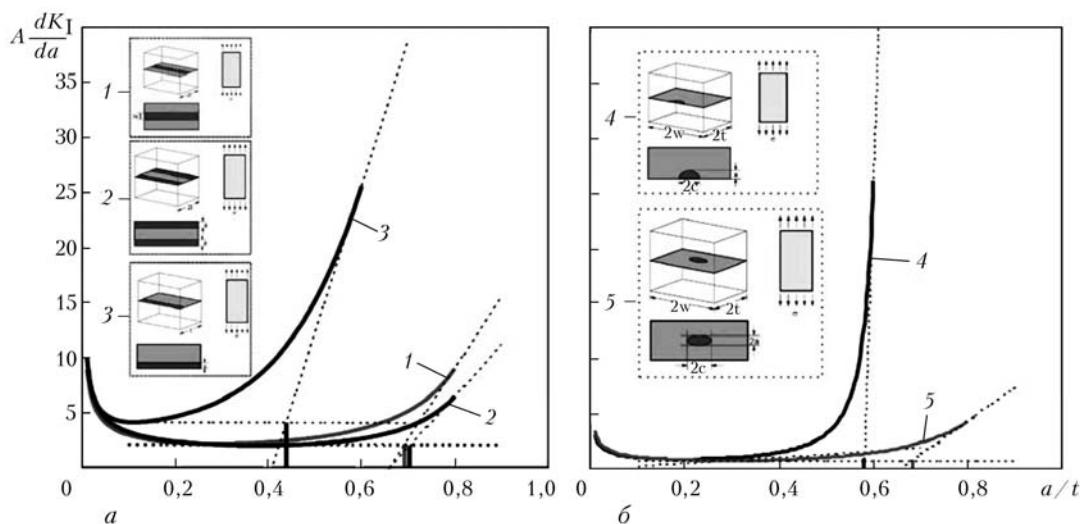


Рис. 4. Порівняльне оцінювання небезпеки різних за формою та розташуванням тріщиноподібних дефектів у плиті, навантажений напруженням розтягу, прикладеним перпендикулярно до площини тріщини

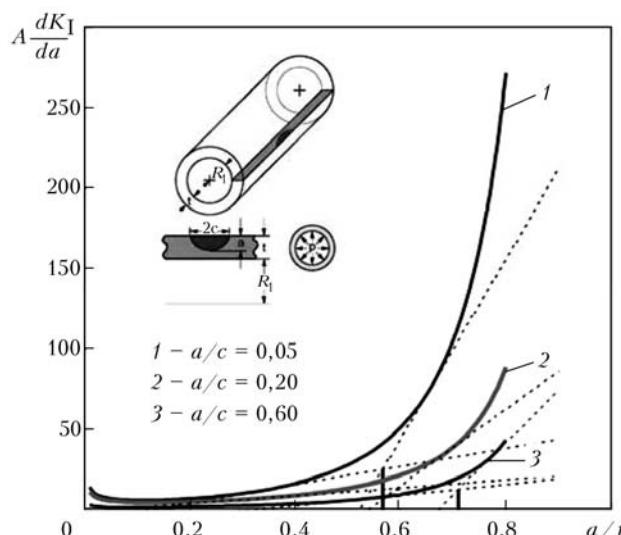


Рис. 5. Порівняльне оцінювання небезпеки зовнішніх напівеліптичних тріщиноподібних дефектів різної форми (a/c) у стінці трубопроводу, що знаходиться під дією внутрішнього тиску транспортуваного продукту

(енергетика, машинобудування, трубопровідний транспорт тощо). Вони становлять основу для розрахунків на довговічність дефектних елементів конструкцій з урахуванням кінетики розвитку тріщиноподібних дефектів у процесі експлуатації.

Четвертий розділ містить аналітичні спiввiдношення для визначення коефiцiєнтiв iнтенсивностi напруженiй (КН) K_1 та швидкостi їх змiни dK_1/da бiля вершини трiщини u конструктивних елементах (a — характерний розмiр трiщиноподiбного дефекту). Описано типовi елементи конструкцiй (пластини, плити, стрижнi, балки, цилiндричнi та сферичнi оболонки), а також деталi складної конфiгурацiї з дефектами рiзних форм та розташування за умов дiї квазистатичних навантажень. При цьому розглянуто як наскрiзнi (одновимiрнi), так i поверхневi (двовимiрнi) трiщиноподiбнi дефектi. Цi данi є основою для оцiнювання мiцностi та надiйностi конструкцiй з трiщиноподiбними дефектами на основi запропонованого показника «опiрностi елемента конструкцiї росту трiщини» (рис. 2-4).

У п'ятому роздiлi наведено приклади оцiнювання мiцностi та ризику руйнування типових кон-

Данi для розрахунку залишкової довговiчностi нового та експлуатованого живильного трубопроводу енергоблокiв ТЕС (трубa 526×50 мм) з наявними трiщиноподiбними дефектами рiзної форми (a/c)

Метал трубопроводу (сталь 16ГС)	a_{th} , мм	a_* , мм	a_{fc} , мм	N_* , цикл	N_{fc} , цикл
$a/c = 0,1$					
Новий	3,88	7,24	11,32	596534	603045
Експлуатований (145 тис. год)	4,36	5,08	5,80	27914	28993
$a/c = 0,4$					
Новий	4,84	8,92	13,96	871642	881025
Експлуатований (145 тис. год)	5,56	6,28	7,48	33231	35700
$a/c = 0,8$					
Новий	7,24	12,28	18,04	908342	919129
Експлуатований (145 тис. год)	7,96	8,92	10,36	44955	47982

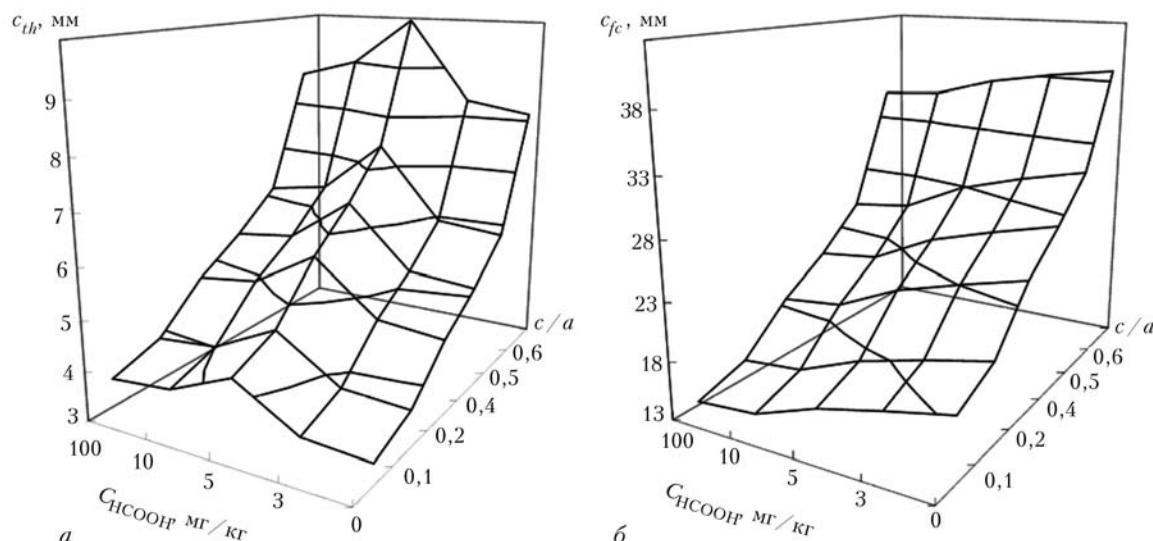


Рис. 6. Залежнiсть порогової c_{th} (а) та критичної c_{fc} (б) глибини трiщиноподiбного дефекту в стiнцi живильного трубопроводу вiд його форми c/a та концентрацiї C_{HCOOHP} техногенних органiчних домiшок у теплоносiї (трубa 526×50 мм)

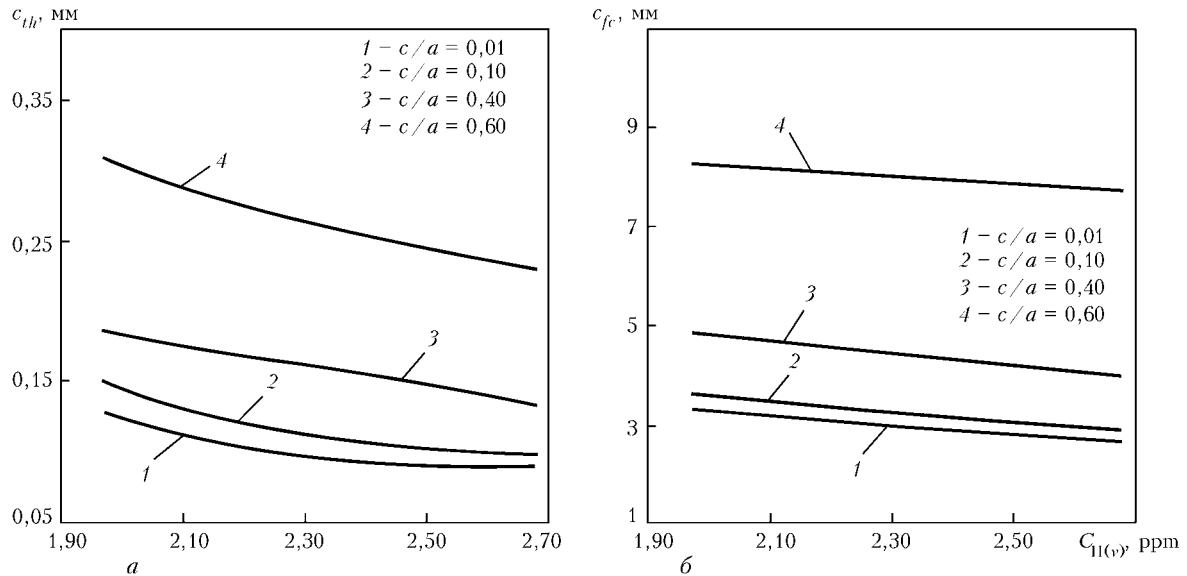


Рис. 7. Вплив об'ємної концентрації водню в металі на порогові c_{th} (а) та критичні c_{fc} (б) розміри дефектів у магістральному трубопроводі (труба 610×11 мм); сталь 16ГС; $p = 70$ бар

структуривих елементів при статичних навантаженнях за характеристичним параметром a^* . Тут розглянуто пластини, плити, стрижні, балки, циліндричні оболонки (труби) з різними за формою та розташуванням тріщиноподібними дефектами. Дефект, для якого значення a^* є найменшим, вважається найбільш небезпечним з точки зору ризику руйнування конструктивного елемента (рис. 4, 5).

У шостому розділі подані приклади розрахунків залишкової довговічності дефектних елементів конструкцій за циклічних навантажень у робочих середовищах. При цьому характеристичне значення розміру дефекту a^* обиралось як граничне при визначені залишкової довговічності N^* дефектно-го елемента конструкції, тобто

$$N^* = \int_{a_{th}}^{a^*} \frac{da}{F(\Delta K_1)}, \quad (2)$$

де a_{th} пороговий розмір тріщини.

Приклад розрахунку N^* для прямолінійної ділянки живильного трубопроводу енергоблоків ТЕС (труба 526×50 мм) з наявними тріщиноподібними дефектами різної форми (a/c) наведено у таблиці. Для порівняння дано і значення залишкової довговічності N_{fc} , що розраховані за критичною глибиною тріщини a_{fc} .

Заключний сьомий розділ присвячено оцінюванню та прогнозуванню роботоздатності елементів конструкцій з урахуванням дії експлуатаційних умов. Тут за підходами механіки руйнування до визначення міцності та довговічності дефектних елементів конструкцій здійснено оцінювання та прогнозування роботоздатності трубопровідних систем теплоенергетичного призначення, а також показано негативний вплив техногенних домішок (рис. 6) у робочих середовищах на їх безпечною експлуатацію. Окрім цього, розглянуто роль чин-

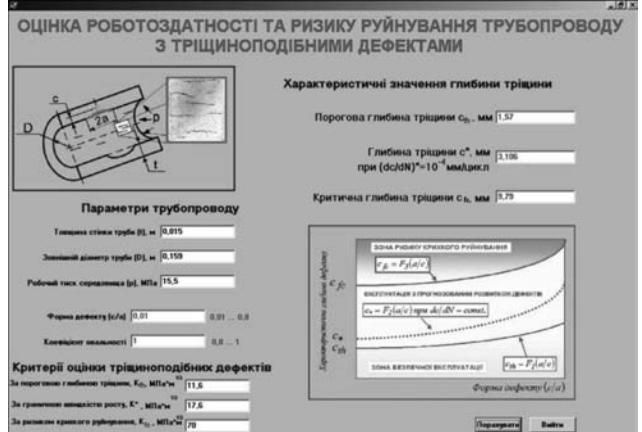


Рис. 8. Головне розрахункове вікно комп’ютерної експертної програми для технічної діагностики роботоздатності конструктивних елементів трубопровідних систем

ника воденьвмісного середовища на роботоздатність та ризик руйнування трубопроводів із урахуванням як об'ємної долі водню у металі, так і його локальної концентрації біля тріщиноподібних дефектів (рис. 7).

У цьому розділі наведено опис розробленої експертної комп’ютерної системи (рис. 8), яка дозволяє ефективно застосовувати в інженерній практиці викладені підходи до оцінювання міцності та роботоздатності елементів конструкцій з гостро-кінцевими концентраторами напружень (тріщиноподібними дефектами).

У цілому науково-технічний посібник має безпосереднє практичне спрямування і призначений для наукових працівників та інженерів, що працюють у галузі проектування, технічної діагностики та експлуатації відповідальних конструкцій різних галузей промисловості (енергетика, трубопровідний транспорт, нафтохімія, машинобудування), а для також аспірантів та студентів відповідних спеціальностей вищих навчальних закладів.

ПРОЕКТ 9.2

Розроблення відомчого нормативного документа «Критерії вибору та оцінювання роботоздатності високоміцних сталей суцільнокатаних залізничних коліс»

УДК 539.43:669.018.294

НОРМАТИВИ НА СТАЛІ ДЛЯ ЗАПОБІГАННЯ ЕКСПЛУАТАЦІЙНИХ ДЕФЕКТІВ НА ПОВЕРХНІ КОЧЕННЯ СУЦІЛЬНОКАТАНИХ ВИСОКОМІЦНИХ ЗАЛІЗНИЧНИХ КОЛІС

Академік НАН України **В.В. ПАНАСЮК, О.П. ОСТАШ**, д-р техн. наук, **І.М. АНДРЕЙКО,**
В.В. КУЛИК, кандидати техн. наук, **О.П. ДАЦИШИН, Я.Л. ІВАНИЦЬКИЙ**, доктори техн. наук, **А.Ю. ГЛАЗОВ,**
Т.М. ЛЕНКОВСЬКИЙ, В.І. ВАВРУХ, інженери
(Фізико-механічний ін-т ім. Г.В. Карпенка НАН України)

Обґрунтовано необхідність зміни концепції вибору високоміцних колісних сталей для підвищення довговічності залізничних коліс за критерієм як зношування, так і вищерблювання їх поверхні кочення. Запропоновано нові методики дослідження пошкоджуваності поверхні кочення модельних зразків пари колесо–рейка та визначення характеристик циклічної тріщиностійкості сталей за умов поперечного зсуву. Зіставлено ресурсні характеристики сталей високо- (типу КП-Т) і середньоміцних (типу КП-2) коліс з урахуванням впливу експлуатаційних факторів. Розроблено проект нового відомчого нормативного документа.

Ключові слова: колісна сталь, контактна взаємодія кочення, вищербіни, втомна довговічність, нормативний документ

Заміна середньоміцних коліс типу КП-2 високоміцними типу КП-Т виробництва ВАТ «Інтерпайл НТЗ», виготовленими за розробленою в ІЧМ НАН України технологією, дозволила підвищити ресурс вагонних коліс за критерієм зносотривкості на 30–40 % [1]. Проте, за даними Укрзалізниці, перший досвід експлуатації високоміцних коліс показав, що часто ці колеса передчасно виходили з ладу внаслідок утворення на поверхні кочення дефектів типу вищербина. Треба відзначити, що на даний час в Україні та за кордоном, зокрема в США і Росії, основними характеристиками сталей таких коліс є міцність $\sigma_b > 1100$ МПа і твердість HV 320–360 [2]. Тому з урахуванням вказаного досвіду експлуатації високоміцних коліс типу КП-Т необхідно змінювати концепцію вибору колісних сталей та оцінювання ресурсних можливостей таких коліс. Найперспективнішими для цього є підходи механіки руйнування [3], включаючи експериментальне і математичне моделювання процесів пошкодження поверхні кочення коліс, розроблення нових методик визначення ресурсних характеристик колісних сталей і створення на цій основі нових стандартів на колісну продукцію.

Контактно-втомна пошкодженість поверхні кочення. Експериментували на спеціально спроектованому випробувальному стенді (рис. 1, а) з

контролем навантаження тензометричною балкою та сили тертя тензометричною скобою [4]. Конструкція стенду забезпечує періодичне кочення колеса рейкою в одному напрямку, оскільки тільки його поступальний рух здійснюється під навантаженням.

Проведені експериментальні дослідження пошкоджуваності модельної пари колесо–рейка (рис. 1, б) показали [4], що кількість вищербин, утворених шляхом відшарування, у кілька разів менша для зразків високоміцних коліс, порівняно зі середньоміцними. Загальна кількість цих вищербин становить 25 і 69 шт. на контактну поверхню модельного зразка (400 mm^2) для сталі відповідно високо- та середньоміцного коліс. Їх площа знаходитьться в межах $0,02\text{--}0,675 \text{ mm}^2$, причому для високоміцного колеса відзначається більша однорідність цих вищербин за площею (рис. 2, а). Зокрема, кількість вищербин середньою площею $0,075 \text{ mm}^2$ становить 72 % усієї кількості вищербин на поверхні кочення, тоді як для середньоміцного колеса цей показник дорівнює 58 % і характерним є ширший діапазон розмірів вищербин зі зміщенням його в бік дефектів більших розмірів.

Viщербіни, утворені через пітингутворення, виявилися більш однотипними, незважаючи на відмінність сталей коліс. За площею пітинга у плані всі вони ідентифікуються на два діапазони: $S_1 = 0,0005\text{--}0,000625 \text{ mm}^2$ і $S_2 = 0,00175\text{--}0,0025 \text{ mm}^2$. Кількість пітингів меншої площи пере-

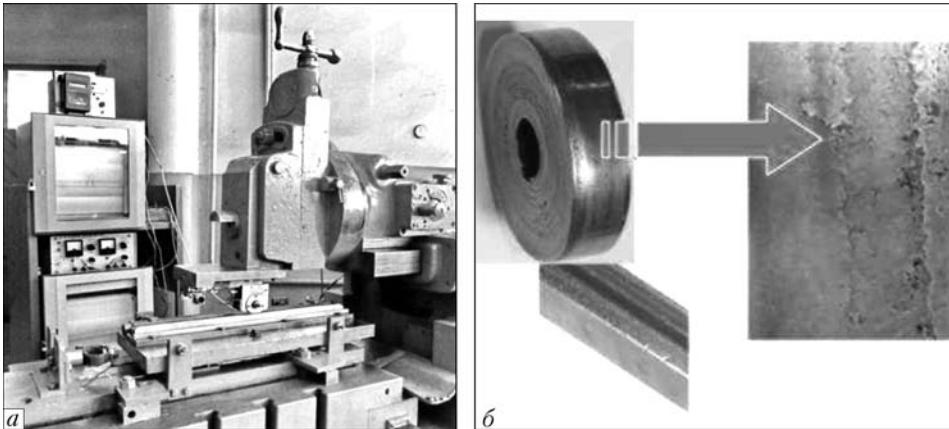


Рис. 1. Випробувальний стенд (а) і модельна пара колесо–рейка (б)

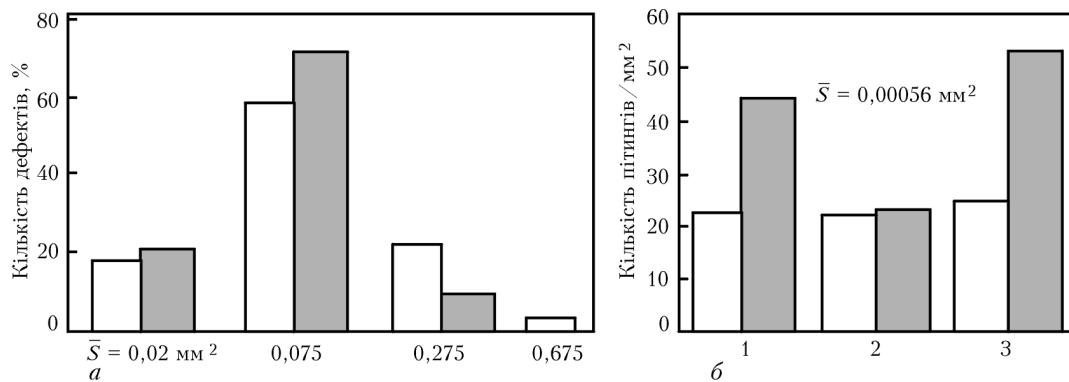


Рис. 2. Розподіл кількості відшарувань (а) і пітингів (б) на поверхні кочення модельних зразків, вирізаних з високо- КП-Т (■) і середньоміцного КП-2 (□) коліс, залежно від розмірів дефектів (за площею S); 1–3 – досліджені ділянки

важала і сягала 70 %. Такий розподіл був характерним для високо- та середньоміцного коліс. Відмінність полягала у кількості пітингів на одиницю площині, яка для високоміцного колеса є удвічі більшою, а середнє значення кількості вищербин через пітингоутворення для неї становить 45–50 шт./ мм^2 (рис. 2, б).

З метою отримання профілів вищербин поверхні кочення модельних зразків досліджували безконтактним інтерференційним 3-D профілографом «Micron-beta» [4]. Вивчали вищербини, сформовані через пітингоутворення (рис. 3). Глибина ви-

щербин залежить від властивостей сталей — у високоміцному колесі вона більша (10–11 мкм проти 7–8 мкм).

Проведений аналіз поверхонь кочення модельних зразків дозволив запропонувати схеми утворення вищербин [4], коли кінетику цього процесу визначає тривалість N різних стадій відшарування та пітингоутворення внаслідок зародження і росту тріщин (рис. 4).

Спільним для них є те, що ріст втомної тріщини почергово відбувається за різних комбінацій нормального відриву K_I та поперечного зсуву K_{II} .

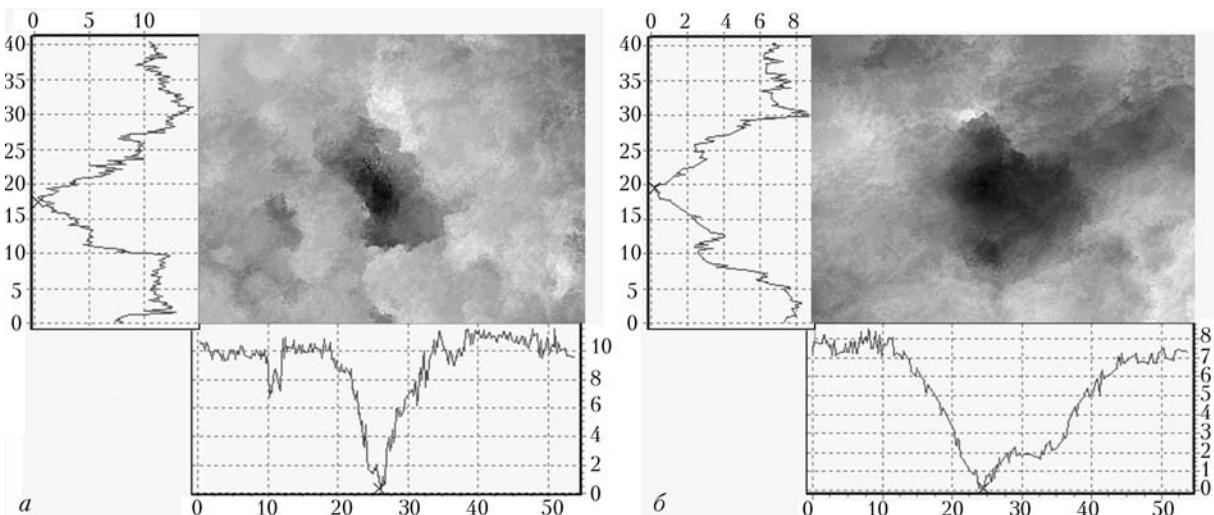


Рис. 3. Профілограми пітингів на поверхні кочення високо- (а) і середньоміцного (б) модельних зразків (розмірність шкал подано в мікрометрах)

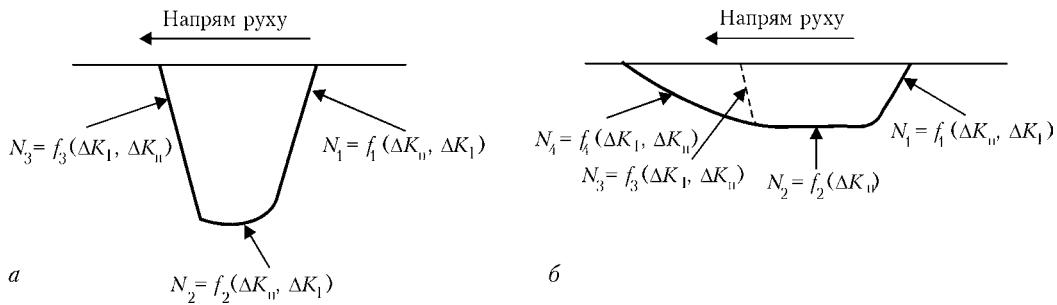


Рис. 4. Схема формування вищербини через пітингоутворення (а) і відшарування (б)

Зародження втомної тріщини виникає як з поверхні кочення, так і з підповерхневих шарів. Тріщина, зароджена з поверхні кочення, росте вглиб за одночасної дії поперечного зсуву і нормального відриву під певним кутом. Зі зростанням її довжини змінюється механізм руйнування: від спільної дії поперечного зсуву і нормального відриву ($K_{II} + K_1$) до майже виключно поперечного зсуву K_{II} , а далі знову з нормальним відривом і поперечним зсувом ($K_1 + K_{II}$) при виході її на поверхню кочення (рис. 4).

При цьому треба мати на увазі, що у формуванні вищербин пітингоутворенням і підповерхневим відшаруванням суттєву роль можуть відігравати ендогенні неметалеві включення, розмір яких у колісних сталях складає 5–60 мкм.

Для аналізу впливу структури і рівня міцності колісної сталі на кінетику утворення дефектів типу вищербина потрібні діаграмами швидкості росту втомної тріщини ($dl/dN - \Delta K_1$) і ($dl/dN - \Delta K_{II}$) (рис. 4) [3].

Аналітичне моделювання розвитку пошкоджень. У рамках математичної моделі контактно-втомного руйнування тіл розроблено два алгоритми підрахунку довговічності $N_f = N_{gt} + N_{g\sigma}$ тіл кочення системи колесо–рейка за критеріями відповідно до утворення пітингу (рис. 5, а) та відшарування (рис. 5, б) на поверхні кочення залізничних коліс [5, 6]. Критерії враховують експлуатаційні параметри системи: розподіл контактного тиску і його максимальну інтенсивність $p_0 = 800$ – 2000 МПа; зону контакту $a = 6$ – 7 мм, коефіцієнт тертя між колесом і рейкою $f = 0,05$ – $0,5$, коефіцієнт тертя між берегами тріщин $f_c = 0$ – $0,5$, а також наявність мастила, вологи тощо та характеристики циклічної тріщиностійкості колісних ста-

лей. Розрахунок довговічності за обома типами пошкодження (пітинг та відшарування) ведеться при $\beta^* = 10^\circ$ – 30° і $\delta^* = d/a = 0,3$ – $2,0$ з урахуванням двох стадій формування пошкоджень: стадії розвитку тріщини довжиною від l_0 до l_τ за механізмом поперечного зсуву (період N_{gt}) і довжиною від l_τ до l_σ за механізмом нормального відриву (період $N_{g\sigma}$):

$$N_{gt} = \int_{l_0}^{l_\tau} \frac{dl}{v[\Delta K_{II}(p_0, l, f, f_c, \delta^*)]}, \quad (1)$$

$$N_{g\sigma} = \int_{l_\tau}^{l_\sigma} \frac{dl}{v[\Delta K_{Ic}(p_0, l, f, f_c, \beta^*)]},$$

вважаючи, що в тілі вже існує зародкова тріщина довжиною l_0 , обумовлена зазвичай неметалевими включеннями в колісній сталі.

За результатами розрахунків спрогнозовано меншу довговічність за критерієм утворення вищербин обох типів для коліс КП-Т проти КП-2, оскільки поріг втоми ΔK_{Ith} і циклічна в'язкість руйнування ΔK_{Ic} на відрив високоміцної колісної сталі нижчі, ніж середньоміцної. При цьому розміри частинок вищерблювання з поверхні високоміцніх коліс менші, ніж у випадку середньоміцніх коліс, що узгоджується з експериментальними даними (рис. 2). Загалом встановлено, що контактна довговічність у цьому випадку суттєво залежить від характеристик циклічної тріщиностійкості сталей як на зсув, так і на відрив, при цьому високі контактні тиски (зокрема, значення p_0) і тертя в контакті між колесом і рейкою (велике значення f) знижують довговічність. Великий рівень тертя між берегами тріщини (коефіцієнт f_c) збільшує

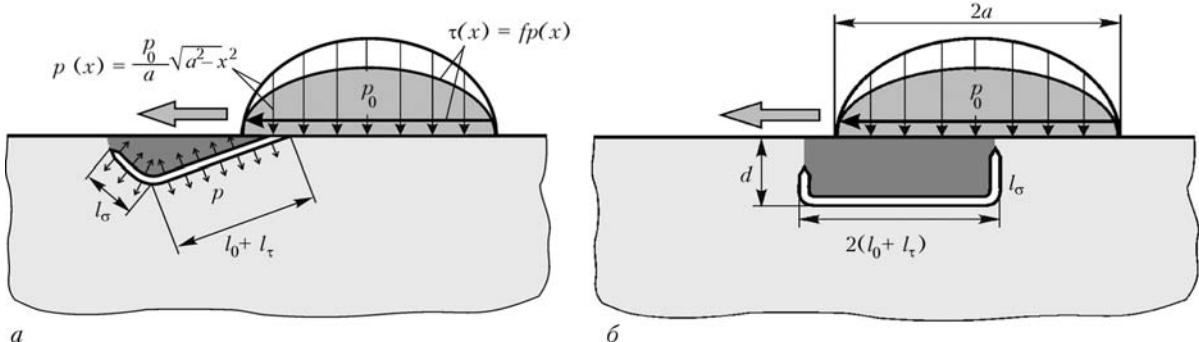


Рис. 5. Розрахункові схеми утворення вищербин шляхом пітингоутворення (а) та відшарування (б)

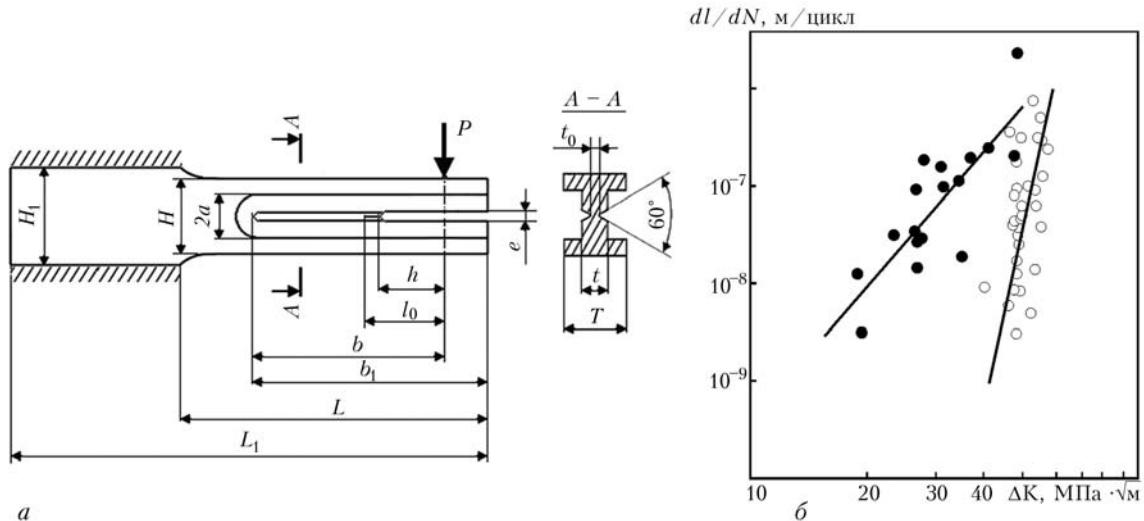


Рис. 6. Схема зразка (а) і діаграми швидкостей росту втомної тріщини за умов поперечного зсуву (б) для сталі 65Г після гартування з 820 °C в масло і відпуску при 600 (●) і 400 °C (○)

довговічність за рахунок росту тривалості зсувної фази розвитку тріщини.

Визначення циклічної тріщиностійкості матеріалів за поперечного зсуву. Процес руйнування залізничних коліс може відбуватися за змішаним макромеханізмом, коли визначальним є механізм поперечного зсуву. Тому для таких випадків необхідною є побудова діаграм $dl/dN - \Delta K_{II}$ швидкостей росту втомної тріщини за поперечного зсуву з метою визначення характеристик циклічної тріщиностійкості ΔK_{IIth} і ΔK_{Ifc} . Для цього розроблено методику таких досліджень, зокрема випробувальний зразок (рис. 6, а), захищений патентом України [7] та відповідну K -тарувальну залежність:

$$K_{II} = \frac{P\sqrt{b}}{HT} \left[30,97 \left(\frac{l_0}{b} \right) + 2,3032 \right], \quad (2)$$

де P — навантаження зразка; H, T — відповідно висота і товщина зразка; b — ширина робочої частини зразка; l_0 — загальна довжина тріщини, включаючи довжину h початкового надрізу. Межі застосовності формули (2) такі: $0,4 \leq l_0/b \leq 0,8$ при $t = 0,33T$; $t_0 = 0,11T$; $b = 7,5T$; $b_1 = 1,22b$; $L = 1,53b$; $L_1 = 2,5b$; $h = 0,35b$; $H = 2,9T$; $2a = 0,57H$; $e = 0,05H$.

Отримані діаграми (рис. 6, б) показують, що сталь 65Г після відпуску при 600 °C, яка за характеристиками міцності і пластичності близька до сталі колеса КП-2, має нижчу циклічну тріщиностійкість за умови поперечного зсуву, порівняно зі сталлю після відпуску при 400 °C, близькою до сталі колеса КП-Т. Це узгоджується з наведеними даними (рис. 2) про те, що на поверхні кочення коліс КП-2, порівняно з колесами КП-Т, утворюється більше дефектів великого розміру (за механізмом відшарування), які формуються переважно за умов поперечного зсуву.

Дослідження ресурсних характеристик колісних сталей. Вивчено зміну комплексу механічних характеристик сталі високоміцних коліс типу КП-Т, порівняно зі сталлю середньоміцних коліс типу

КП-2, з урахуванням впливу експлуатаційних факторів: низької і підвищеної температур, корозійного середовища, гальмування [8–12]. Показано (таблиця), що високоміцна сталь, переважаючи середньоміцну за показниками міцності σ_b і твердості HB , помітно поступається їй за критичною циклічною тріщиностійкістю ΔK_{fc} . Виявлено, що експлуатаційні проблеми високоміцних залізничних коліс особливо пов'язані з дією температурно-силових факторів при гальмуванні. Причиною утворення дефектів типу вищербина на поверхні кочення коліс є інтенсифікація тріщиноутворення в зоні контакту колесо–рейка, зумовлена мартенситним перетворенням і розтягальними залишковими напруженнями, дію яких можна моделювати високою асиметрією ($R = 0,5$) циклу навантаження. Стрімке зростання пластичності δ сталі за високою температури (таблиця) може бути причиною утворення дефектів типу повзун.

Розроблення нормативного документа. Отримані результати експериментальних і розрахункових досліджень обґрунтують необхідність зміни концепції вибору сталей для підвищення довговічності високоміцних залізничних коліс як за критерієм зношування (що визначає міцність і твердість сталей), так і за критерієм вищерблювання поверхні кочення (що визначає циклічна тріщиностійкість сталей). На основі викладеного у співпраці з Дніпропетровським національним університетом залізничного транспорту та Інститутом чорної металургії НАН України розроблено відомчий документ «Додаткові вимоги до сталей сушільнокатаних високоміцних залізничних коліс».

Документ складається з трьох розділів і шести додатків. У першому розділі сформульовано мету розроблення нових нормативів на колісні сталі, наведено перелік нормативних документів, на які є посилання у запропонованому проекті.

У другому розділі подано основні типи експлуатаційних дефектів на поверхні кочення залізничних коліс, зокрема зумовлених зношуванням,

Вплив експлуатаційних факторів на відносну зміну механічних характеристик сталей високо- і середньоміцного коліс

Відношення характеристик сталей коліс	σ_b , МПа	δ при $T, ^\circ\text{C}$		HB	ΔK_{fc}				
		20	700		20 °C ($R = 0,1$)	-40 °C	Корозійне середовище	Залишкове напруження ($R = 0,5$)	Після гальмування
КП-Т / КП-2	1,24	0,95	1,58	1,22	0,65	0,60	0,64	0,30	0,45

температурно-силовим впливом, тріциноутворенням на поверхні обода, а також запропоновано схеми утворення дефектів типу вищербина і характеристики колісних сталей, що визначають кінетику цього процесу.

У третьому розділі поряд з уже відомими регламентами на хімічний склад, міцність, твердість, ударну в'язкість, статичну тріщиностійкість і залишкові напруження колісних сталей подано нові вимоги стосовно схильності сталі до мартенситного перетворення за впливу температурно-силових факторів під час гальмування, опору пластичному деформуванню за високих (до 800 °C) температур, характеристики циклічної тріщиностійкості за умов нормального відриву і поперечного зсуву при дії низьких (до -40 °C) температур, корозійного середовища (дистильована вода і 3,5%-й водний розчин NaCl) і температурно-силових факторів під час гальмування. Регламентовано форму, розміри і місця вирізки випробувальних зразків, відповідні характеристики колісних сталей та їх допустимі значення.

У додатках описано особливості методик випробувань і експериментального обладнання.

Розроблені нормативи служать основою для створення Технічних умов на високоміцні залізничні колеса нового покоління.

Висновки

1. Обґрунтовано необхідність вибору сталей для високоміцніх залізничних коліс за критерієм як зношування, так і вищерблювання їх поверхні кочення.

2. Показано, що кінетика вищерблювання (пітнгоутворення або відшарування) поверхні кочення коліс визначається характеристиками циклічної тріщиностійкості колісних сталей за умов нормального відриву та поперечного зсуву, значення яких суттєво залежать від дії експлуатаційних факторів, особливо гальмування.

3. На підставі встановлених закономірностей створено відомий нормативний документ, який

служить основою для розроблення нового стандарту України на колісну продукцію.

- Научная разработка и производственная реализация технологий микролегирования и термоупрочнения высокомицносточных железнодорожных цельнокатанных колес / И.Г. Узлов, К.И. Узлов, О.Н. Перков, А.В. Кныш // Фундаментальные и прикладные проблемы черной металлургии: Сб. науч. тр. — Днепропетровск, 2004. — Вып. 7. — С. 231–243.
- ГОСТ 10791-2011. Колеса цельнокатаные. Технические условия. — М.: Стандартинформ, 2011. — 28 с.
- Експлуатаційна довговічність залізничних коліс із високоміцної сталі / В.В. Панасюк, О.П. Осташ, О.П. Дацшин та ін. // Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин. — Київ: Інститут електрозварювання ім. Е.О. Патона НАН України. — 2009. — С. 659–663.
- Контактно-втомна пошкоджуваність поверхні кочення залізничних коліс типу КП-2 і КП-Т / О.П. Осташ, Г.М. Андрейко, В.В. Кулик, В.І. Прокопець // Вісник Дніпропетров. нац. ун-ту залізничного транспорту ім. акад. В. Лазаряна. — Дніпропетровськ: ДНУЗТ, 2011. — Вип. 39. — С. 118–122.
- Дацшин О.П. Моделювання утворення контактно-втомних пошкоджень і оцінювання довговічності елементів трибоспряжень // Фіз.-хім. механіка матеріалів. — 2011. — № 2. — С. 67–78.
- Дацшин О.П., Глазов А.Ю. Деякі особливості розвитку підповерхневих тріщин у зоні контакту колісних сталей // Машинознавство. — 2010. — № 5. — С. 3–8.
- Пат. 74163 Україна, МПНК В 63/25. Зразок для визначення характеристик циклічної тріщиностійкості конструкційних матеріалів за поперечного зсуву / Я.Л. Іванницький, Т.М. Ленковський, С.Т. Стаяора, В.Ю. Мольков. — Опубл. 25.10.12; Бюл. № 20.
- Низькотемпературна циклічна тріщиностійкість сталей залізничних коліс / О.П. Осташ, І.М. Андрейко, В.В. Кулик та ін. // Фіз.-хім. механіка матеріалів. — 2008. — № 4. — С. 52–57.
- Вплив режиму термічної обробки і асиметрії циклу навантаження на циклічну тріщиностійкість колісних сталей / О.П. Осташ, І.М. Андрейко, В.В. Кулик та ін. // Там само. — 2009. — № 2. — С. 63–70.
- Андрейко І.М., Кулик В.В., Осташ О.П. Опір корозійно-втомному руйнуванню сталей залізничних коліс // Там само. — 2011. — № 5. — С. 35–39.
- Андрейко І.М., Кулик В.В. Температурна залежність механічних характеристик колісних сталей // Там само. — 2011. — № 1. — С. 113–115.
- Кулик В.В., Прокопець В.І. Вплив гальмування на експлуатаційну довговічність залізничних коліс // Матеріали VI наук.-техн. конф. молодих учених та спеціалістів «Зварювання та споріднені технології». — К.: ІЕЗ НАН України, 2011. — С. 187.

ПРОЕКТ 9.3

Підготовка науково-технічного посібника «Концентрація напруження у твердих тілах з вирізами»

УДК 359.3

КОНЦЕНТРАЦІЯ НАПРУЖЕНЬ У ТВЕРДИХ ТІЛАХ З ВИРІЗАМИ

М.П. САВРУК¹, д-р фіз.-мат. наук, А. КАЗБЕРУК², д-р техн. наук

(¹Фізико-механічний ін-т ім. Г.В. Карпенка НАН України,

²Білостоцький технічний ун-т, Польща)

На міцність та довговічність елементів конструкцій суттєвий вплив мають різні типи концентраторів напружень. Для оцінювання їх міцності потрібно визначити напружено-деформований стан біля таких концентраторів. У посібнику здійснено синтез даних про коефіцієнти інтенсивності та концентрації напружень у тілах з гострими та закругленими вирізами довільної кривини. Отримано залежності між коефіцієнтами концентрації та інтенсивності напружень для гострих та закруглених кутових вирізів, які послужили основою єдиного підходу до оцінювання розподілу напружень біля таких концентраторів напружені в елементах конструкцій.

Ключові слова: коефіцієнти інтенсивності напружені, коефіцієнти концентрації напружені, гострі та закруглені кутові вирізи, тріщини, отвори

У механіці руйнування важливе значення мають дослідження полів напруженів і переміщень у твердих тілах з дефектами типу тріщин, до яких відносять як самі тріщини-щілини, так і інші концентратори напруженів, що в лінійній теорії пружності призводять до нескінченних напруженів в їх вершинах, тобто поле пружних напруженів має особливості певного типу. Дані ситуація не дає можливості застосовувати класичні критерії міцності до оцінки на міцність елементів конструкцій, що містять концентратори напруженів такого типу. Найбільш розробленими є методи розв'язування задач механіки руйнування для тіл з тріщинами. Значно менше досліджено проблеми руйнування тіл з гострими кутовими вирізами, які також зумовлюють особливість напруженів в лінійно пружному тілі. До задач механіки руйнування належать і задачі про концентрацію напруженів в околі кутових вирізів із закругленою вершиною великої кривини, що призводить до великих значень напруженів (більших за граници міцності матеріалу) та не дозволяє оцінити їх міцність за допомогою класичних критеріїв. Такий стан досліджень в цьому напрямі можна пояснити великими математичними труднощами, які виникають при розв'язанні задач теорії пружності для тіл з кутовими вирізами.

Важливого значення набувають наближені методи розв'язання такого класу задач на основі даних для концентрації напруженів у вершинах закруглених кутових вирізів (не дуже малого радіуса кривини), які можна отримати різними методами. Для цього потрібно встановити, як коефіцієнт

концентрації напруженів для закругленого вирізу малого радіуса кривини асимптотично залежить від коефіцієнта інтенсивності напруженів у вершині відповідного гострого концентратора напруженів.

Такі залежності автори отримали, розв'язавши методом сингулярних інтегральних рівнянь сингулярну крайову задачу для напівнескінченного кутового закругленого вирізу у пружній площині за відповідних асимптотичних умов для поля напруженів на нескінченості. Побудовані таким чином розв'язки мають асимптотичний характер для скінченних тіл з вирізами, тобто вони тим точніші, чим менший відносний радіус кривини вершини вирізу.

На основі розробленого авторами єдиного підходу до проблеми концентрації напруженів біля гострих та закруглених кутових вирізів у пружних тілах отримано коефіцієнти концентрації напруженів біля кутових закруглених вирізів та визначено за допомогою граничного переходу коефіцієнти інтенсивності напруженів для них.

У першому розділі викладено метод сингулярних інтегральних рівнянь у плоских задачах теорії пружності [1]. Цей метод ґрунтуються на побудові інтегрального зображення розв'язку задачі через стрибки переміщень та напруженів на контурі розрізу (тріщини) у пружній площині. Сингулярні інтегральні рівняння основних крайових задач для багатоз'язної пружної області отримують з відповідних рівнянь для криволінійних розрізів-тріщин, вважаючи їх контури замкненими. Побудовані таким чином сингулярні інтегральні рівняння на замкнених контурах доповнюють регуляризувальними операторами, які забезпечують їх безумовну розв'язуваність. Розглянуто як внутрішні, так і крайові криволінійні тріщини. Контури тріщин можуть бути гладкими, ламаними або розга-

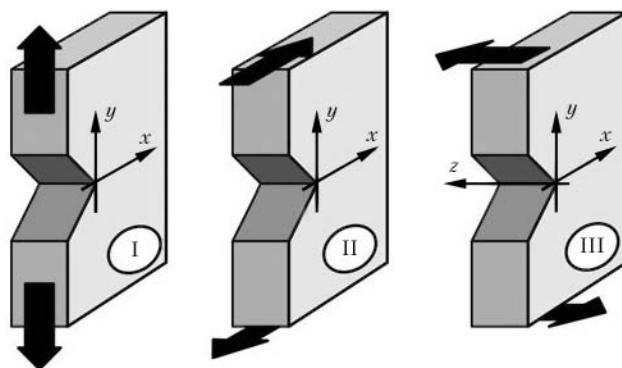


Рис. 1. Три типи деформування тіла з кутовим вирізом

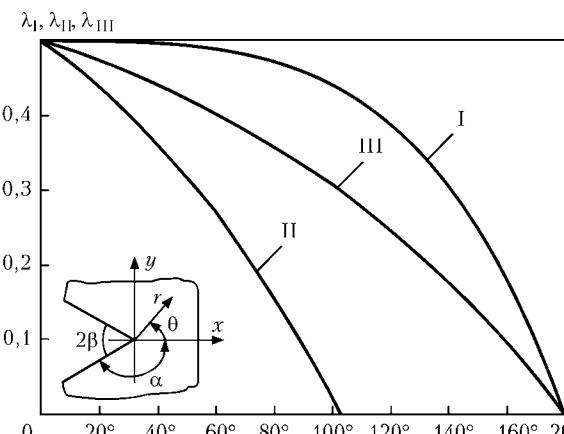
луженими. Для числового розв'язування сингулярних інтегральних рівнянь застосовано метод квадратур.

У другому розділі досліджено розподіл напруження у пружній площині з напівнескінченним кутовим вирізом. У механіці руйнування тіл з кутовими вирізами розрізняють три типи їх деформування (рис. 1), коли розтягувальне навантаження симетричне відносно бісекторної площини (тип I), зсувне навантаження антисиметричне відносно бісекторної площини і спрямоване перпендикулярно (тип II) або паралельно (тип III) до ребра вирізу. Перші два типи деформування тіла з кутовим вирізом реалізуються зусиллями, що діють у площині, перпендикулярні до ребра вирізу (вісь z). Їх розглянуто у цьому розділі в рамках плоскої задачі теорії пружності. Третій тип деформування, викликаний силами, паралельними до ребра вирізу, називається поздовжнім зсувом або антиплоскою деформацією. Його досліджено у десятому розділі.

Напруження у пружному тілі з кутовим вирізом можна подати у вигляді

$$\sigma_{ik} = \frac{\tilde{K}_I^v}{(2\pi r)^{\lambda_I}} f_{ik}(\beta, \theta) + \frac{\tilde{K}_{II}^v}{(2\pi r)^{\lambda_{II}}} g_{ik}(\beta, \theta) + \frac{\tilde{K}_{III}^v}{(2\pi r)^{\lambda_{III}}} h_{ik}(\beta, \theta) (i, k = r, \theta, z), \quad (1)$$

де $\tilde{K}_I^v, \tilde{K}_{II}^v, \tilde{K}_{III}^v$ — коефіцієнти (узагальнені) інтенсивності напруження у вершині кутового вирізу з кутом розшилу 2β ; $\lambda_I, \lambda_{II}, \lambda_{III}$ — показники особливості напруження; (r, θ) — полярні координати з полюсом у вершині вирізу і полярною віссю вздовж осі x (рис. 2).

Рис. 2. Залежності показників особливостей напружень $\lambda_I, \lambda_{II}, \lambda_{III}$ від кута розшилу вирізу 2β ; I-III — типи деформування

Методом суперпозиції, коли за основний напруженій стан взято напруження з виразу (1) в нескінченому клині (рис. 3, a), отримано розв'язок аналогічної задачі для кутового вирізу, закругленого у вершині дугою кола радіуса ρ (рис. 3, б). У цьому разі напруження на контурі вирізу виражают співвідношення

$$\sigma_s = \frac{\tilde{K}_I^v}{(2\pi\rho)^{\lambda_I}} R_I(\beta, \theta) + \frac{\tilde{K}_{II}^v}{(2\pi\rho)^{\lambda_{II}}} R_{II}(\beta, \theta), \quad (2)$$

$$\tau_{sz} = \frac{\tilde{K}_{III}^v}{(2\pi\rho)^{\lambda_{III}}} R_{III}(\beta, \theta),$$

причому максимальні напруження досягаються у вершині вирізу лише для I та III типів деформування. За антисиметричного навантаження (тип II) у вершині вирізу максимальним є градієнт (похідна за кутовою координатою θ) контурного напруження.

Для кутових вирізів у скінчених тілах співвідношення (2) можна вважати асимптотичним розв'язком задачі, коли відношення радіуса ρ до характерного розміру тіла є малим. У результаті маємо такі граничні рівності:

$$\tilde{K}_I^v = \frac{1}{R_I} \lim_{\rho \rightarrow 0} [(2\pi\rho)^{\lambda_I} \sigma_s(\theta = 0)], \quad (3)$$

$$\tilde{K}_{II}^v = \frac{1}{R_{II}} \lim_{\rho \rightarrow 0} \left[(2\pi\rho)^{\lambda_{II}} \frac{d\sigma_s}{d\theta} \Big|_{\theta=0} \right],$$

$$\tilde{K}_{III}^v = \frac{1}{R_{III}} \lim_{\rho \rightarrow 0} [(2\pi\rho)^{\lambda_{III}} \tau_{sz}(\theta = 0)],$$

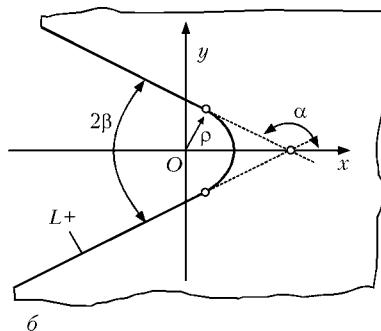
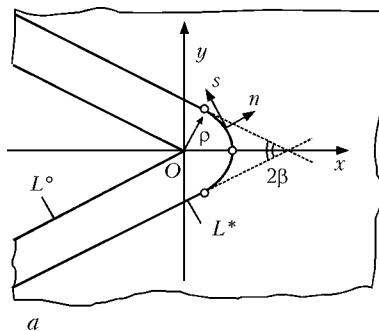


Рис. 3. Гострий (a) та закруглений (б) кутові вирізи у пружній площині

де $R_I = R_I(\beta, 0)$, $R_{II} = R_{II}(\beta, 0)/d\theta$, $R_{III} = R_{III}(\beta, 0)$ – коефіцієнти впливу закруглення вирізу на відповідні напруження у його вершині.

Співвідношення (3) – основні залежності в єдиному підході до розв'язування задач про концентрацію напружень біля гострих та закруглених кутових вирізів [2–10], коли методом сингулярних інтегральних рівнянь (або іншими аналітичними чи числовими) знаходять розв'язок задачі для тіла із закругленими кутовими вирізами і за допомогою граничних переходів (3) отримують коефіцієнти інтенсивності напружень у гострих вершинах відповідних кутових вирізів. За допомогою цього підходу у розділах 3–10 отримано розв'язки ряду двовимірних задач для тіл із закругленими та гладкими вирізами.

У третьому розділі розглянуто задачі для пружної площини з напівнескінченним кутовим вирізом, з вершини яких виходять прямолінійні тріщини. Розв'язки цих задач можна розглядати як асимптотичні для відповідних обмежених областей з вирізами та малими тріщинами. Дослідження такого типу використовують для вивчення зародження та поширення тріщин біля концентраторів напружень за умови втомного навантаження, а також для розроблення критеріїв руйнування тіл з вирізами. Числові результати отримано для коефіцієнтів інтенсивності напружень у вершинах однієї або двох прямолінійних тріщин, що виходять з гострої чи закругленої вершини напівнескінченного вирізу у пружній площині. Побудовано залежності між коефіцієнтом інтенсивності напружень у вершині тріщини та узагальненим коефіцієнтом інтенсивності напружень, який характеризує розподіл напружень біля вихідного гострого чи закругленого кутового вирізу.

Четвертий розділ присвячено розробленню деформаційного критерію руйнування тіл з гострими та закругленими вирізами. Силовий критерій руйнування тіл з гострими вирізами призводить до критерійного рівняння, в якому критичне значення коефіцієнта інтенсивності напружень, за якого починається руйнування, залежить від кута розхилу вирізу, тобто не є характеристикою матеріалу. Для використання деформаційного критерію потрібно мати розв'язок пружно-пластиичної задачі для тіла з вирізом. Для розв'язання цієї задачі найчастіше використовують модель смуг пластичності, коли вважають що пластичні деформації локалізовані в одному (плоский напружений стан) або двох (плоска деформація) тонких шарах. Саме таким шляхом тут отримано розв'язки пружно-пластичних задач для напівнескінченного гострого та закругленого кутових вирізів зі смугами пластичності біля вершини.

У п'ятому розділі розглянуто концентрацію напружень біля отворів у пружній площині. Спочатку проаналізовано аналітичний розв'язок задачі про концентрацію напружень у двовісно розтягненій площині, послабленій еліптичним отвором. За-

писано асимптотичні формули для напружень та переміщень біля вершини еліптичного отвору. Звідси шляхом граничного переходу, коли більша вісь еліпса спрямована до нескінченості, отримано розв'язки сингулярних задач для напівнескінченного параболічного вирізу в пружній площині із заданими на нескінченості асимптотиками поля напружень, що містять коефіцієнти інтенсивності напружень K_I і K_{II} у вершині відповідної напівнескінченної тріщини. Цю задачу також використано як тестову для чисової побудови розв'язків методом сингулярних інтегральних рівнянь за симетричного та антисиметричного навантажень. Подальші розв'язки задач про концентрацію напружень біля фізичної щілини, овального та ромбічного отворів, кругового отвору, на край якого виходять кутові вирізи, отримано числовим шляхом. Розглянуто отвори як із закругленими, так і гострими вершинами. Побудовано апроксимувальні формулі для коефіцієнтів інтенсивності та концентрації напружень у гострих та закруглених вершинах вирізів-отворів для довільних значень геометричних параметрів задач.

Шостий розділ присвячено задачам концентрації напружень у пружній площині, послабленій нескінченною низкою розташованих близько криволінійних отворів. Розглянуто періодичні системи еліптичних, ромбічних та овальних отворів, а також фізичних щілин. Отримано числові результати та апроксимувальні формулі для коефіцієнтів концентрації та інтенсивності напружень у закруглених та гострих вершинах цих отворів. Шляхом граничного переходу, коли віддала між вершинами сусідніх отворів наближається до нуля, отримано розв'язки задач для відповідних двобічних вирізів. Побудовано наближені формулі для коефіцієнтів концентрації напружень у вершинах двобічних параболічного та кутового вирізів із закругленими вершинами. Проведено порівняння з відомим розв'язком Нойбера для двобічного гіперболічного вирізу. На основі граничного переходу (3) отримано розв'язки задач про розтяг (тип I) пружного простору, послабленого двобічним кутовим вирізом.

У сьому розділі розглянуто крайові вирізи у пружній півплощині. Вплив вільної поверхні тіла на розподіл напружень біля крайових вирізів вивчають, як правило, на півплощині. Розв'язки таких задач є асимптотичними для обмежених областей різної конфігурації з крайовими неглибокими вирізами. Тут наведено відомі результати для коефіцієнтів концентрації напружень у вершинах півкругового (або вирізу у формі кругового сегмента) та півеліптичного вирізів. Методом сингулярних інтегральних рівнянь побудовано розв'язки для гострого та закругленого кутових вирізів довільного розхилу. Як частковий випадок детально досліджено U-подібний крайовий виріз. Наведено коефіцієнти інтенсивності напружень у вершині тріщини, що виходить з вершини крайо-

вого півеліптичного, прямокутного та гострого чи закругленого кутового вирізів. Розглянуто періодичну крайову задачу для півплощини з криволінійним краєм. Числові результати для коефіцієнтів концентрації напружень отримано у разі синусоїdalного краю півплощини, а також для періодичної системи крайових гострих та закруглених кутових вирізів.

Восьмий розділ присвячено дослідним плоским зразкам прямокутної форми з гострими та закругленими кутовими вирізами, які часто використовують в експериментальних дослідженнях на тріщиностійкість крихких та квазікрихких матеріалів. Наведено низку результатів для коефіцієнтів інтенсивності та концентрації напружень у прямокутних зразках з одно- та двобічними крайовими вирізами, що знаходяться під дією розтягу та згину. Для наближеного оцінювання коефіцієнтів концентрації та інтенсивності напружень у смузі (чи іншому зразку подібного типу) із закругленими та гострими кутовими вирізами довільної глибини запропоновано інтерполяційну формулу через граничні значення цих коефіцієнтів для мілких та глибоких вирізів.

У дев'ятому розділі наведено дані про коефіцієнти концентрації та інтенсивності напружень у кругових зразках з вирізами. Розв'язки плоских задач теорії пружності для кругових областей з отворами та вирізами отримано методом сингулярних інтегральних рівнянь. Спочатку розглянуто компактний круговий зразок з крайовим U-подібним вузьким вирізом під дією зосереджених розтягальних сил, прикладених до країв кругових отворів. Побудовано апроксимувальну залежність коефіцієнта концентрації напружень у вершині вирізу від його відносної довжини, отримано коефіцієнти інтенсивності напружень у вершині тріщини, що виходить з вершини вирізу. Такого типу зразки використовують в експериментальних дослідженнях зародження та поширення тріщини за умови втомного навантаження. Розглянуто також круговий зразок з центральним ромбічним отвором із закругленими та гострими вершинами, який на зовнішньому краї стискається симетрично двома зосередженими силами. За допомогою подібного методу визначено коефіцієнти концентрації та інтенсивності напружень у закруглених та гострих вершинах кутових вирізів, що виходять на внутрішній круговий контур пружного кругового кільця.

Завершальний десятий розділ посібника присвячено поздовжньому зсуву циліндричних тіл з вирізами (ІІІ тип деформування), який описується антиплоскою задачею теорії пружності. Тут отримано зв'язок між коефіцієнтами концентрації та інтенсивності напружень у закруглених та гострих вершинах кутових вирізів у пружному тілі в умовах антиплоскої деформації. Наведено розв'язок пружно-пластичної задачі для клина. Отримано

числові результати для коефіцієнтів концентрації та інтенсивності напружень для поздовжнього зсуву простору, послабленого криволінійними отворами із закругленими та гострими вершинами (фізична щілина, овальний та ромбічний отвори, круговий отвір, на контур якого виходять кутові вирізи). На основі розв'язку періодичної задачі для простору з розташованими близько отворами визначено коефіцієнти концентрації та інтенсивності напружень для двобічного кутового вирізу із закругленими та гострими вершинами.

У посібнику основну увагу приділено пружним тілам, послабленим кутовими вирізами-отворами. Цей напрям дослідженъ ґрунтуеться на розробленому авторами єдиному підході до розв'язування задач такого класу. Поряд з цим наведено відповідні результати для вирізів іншої конфігурації (півкововий, півеліптичний, параболічний та гіперболічний вирізи). Для багатьох конфігурацій елементів конструкцій з вирізами для визначення коефіцієнтів концентрації та інтенсивності напружень побудовано апроксимувальні формули, зручні для практичного використання в інженерній практиці. Характерною ознакою цих досліджень є розгляд вирізів з довільним радіусом закруглення їх вершин. Такі дані, з одного боку, доповнюють вже відомі результати для коефіцієнтів концентрації напружень біля вирізів, отриманих зазвичай для немалих відносних радіусів їх закруглення, а з другого, — заповнюють наявну прогалину між розв'язками задач теорії пружності для тіл з тріщинами та вирізами.

1. Саврук М.П. Двумерные задачи упругости для тел с трещинами. — Київ: Наук. думка, 1981. — 324 с.
2. Саврук М.П., Казберук А. Зв'язок між коефіцієнтами інтенсивності та концентрації напружень для гострих із закругленими кутових вирізів // Фіз.-хім. механіка матеріалів. — 2006. — **42**, № 6. — С. 17–26.
3. Саврук М.П., Казберук А. Единий подход к решению задач о концентрации напряжений около острых и закругленных угловых вырезов // Приклад. механика. — 2007. — **43**, № 2. — С. 70–87.
4. Саврук М.П., Казберук А. Плоска періодична крайова задача теорії пружності для півплощини з криволінійним краєм // Фіз.-хім. механіка матеріалів. — 2008. — **44**, № 4. — С. 5–12.
5. Саврук М.П., Казберук А. Напруження у пружній площині з періодичною системою близько розміщених отворів // Там само. — 2009. — **45**, № 6. — С. 70–81.
6. Саврук М.П., Казберук А. Антисиметричний розподіл напружень у пружному тілі з гострим та закругленим кутовим вирізом // Там само. — 2010. — **46**, № 6. — С. 5–15.
7. Kazberuk A. Dwuwymiarowe zagadnienia mechaniki pekania cial z karbami. — Białystok: Oficyna Wydawnicza Politechniki Białostockiej, 2010. — 242 s.
8. Savruk M.P., Kazberuk A. Two-dimensional fracture mechanics problems for solids with sharp and rounded V-notches // Intern. J. Fract. — 2010. — **161**, № 1. — P. 79–95.
9. Саврук М.П., Казберук А. Розподіл напружень біля кутових вирізів за складного напруженого стану // Фіз.-хім. механіка матеріалів. — 2011. — **47**, № 4. — С. 52–61.
10. Саврук М.П., Казберук А., Тарасюк Г. Розподіл напружень на контурі кутового закругленого вирізу за антиплоскої деформації // Там само. — 2011. — **47**, № 6. — С. 7–14.

ПРОЕКТ 9.4

Підготовка нормативного документа ДСТУ «Магістральні нафтопроводи. Протикорозійний захист резервуарів»

РОЗРОБЛЕННЯ ДЕРЖАВНОГО СТАНДАРТУ УКРАЇНИ ДЛЯ ПРОТИКОРОЗІЙНОГО ЗАХИСТУ РЕЗЕРВУАРІВ ТА МЕТАЛОКОНСТРУКЦІЙ

В.А. ЧЕРВАТЮК, канд. техн. наук, **І.М. КУШНІР**, інж.
(Фізико-механічний ін-т ім. Г.В. Карпенка НАН України)

Розроблено проект нормативного документа ДСТУ «Магістральні нафтопроводи. Протикорозійний захист резервуарів». Загальні вимоги до захисту від корозії». ДСТУ встановлює основні вимоги до організації і проведення робіт по захисту від корозії внутрішньої і зовнішньої поверхонь сталевих вертикальних резервуарів для зберігання нафти, конструкційних елементів і трубопроводів лакофарбовими матеріалами, а також вимоги до вибору матеріалів і систем покриттів.

Ключові слова: корозія, протикорозійний захист, резервуар, сталевий, захисні покриття, нормативно-технічна документація

Практичний досвід експлуатації сталевих резервуарів для зберігання нафти вказує на високу інтенсивність протікання корозійних процесів в таких об'єктах під впливом пластових вод, нафти, абразивних матеріалів, що переміщуються з нафтою, перепадів температур, електрохімічної корозії і т. д. [1]. Захист резервуарів від корозії, збільшення їх міжремонтного періоду і терміну служби є важливим техніко-економічним завданням в нафтovій, газовій, нафтопереробній та інших галузях промисловості. Зауважимо, що матеріальні збитки, які можуть спричинити руйнування резервуарів із-за корозії елементів конструкцій або з інших причин, можуть у рази перевищити початкові витрати на їх спорудження.

Розробка і практичне використання ефективних засобів протикорозійного захисту резервуарів для зберігання нафтопродуктів дозволяють не тільки зменшити втрати металу і засобів, але і збільшити експлуатаційний період і в цілому підвищити надійність та довговічність обладнання [2].

Україна експлуатує один з найбільших (близько 1 000 000 м³) резервуарних парків в Європі. При виконанні капітальних ремонтів значні кошти витрачаються на придбання та нанесення антикорозійних лакофарбових матеріалів для захисту від корозії зовнішньої та внутрішньої поверхні металоконструкцій резервуарів [3].

Багаторічний досвід експлуатації резервуарів для зберігання сирої нафти та нафтопродуктів показує, що однією з основних причин їх обмежено-го терміну роботоздатності є висока корозійна активність експлуатаційних середовищ. У даний час основним методом захисту сталевих резервуарів

від зазначених видів руйнування є нанесення на їх зовнішню і внутрішню поверхню покриттів з різних лакофарбових матеріалів. Таким чином, надійність резервуарів в значній мірі залежить від якості захисних покриттів.

На сьогоднішній день в Україні відсутній діючий регламент, що визначає якість протикорозійного покриття резервуарів для зберігання сирої і товарної нафти та встановлює вибір антикорозійних систем та вимоги до технологічної схеми і етапів процесу нанесення протикорозійних покриттів. Тому ряд акціонерних товариств з видобутку, переробки і транспортування нафти, проектування резервуарів використовують при зазначених виробничих процесах СНiПи, СОУ або РД щодо протикорозійного захисту резервуарів покриттями з лакофарбових матеріалів, розроблені виробниками ТУ на лакофарбові матеріали. Аналіз показників якості покриттів показує, що в багатьох випадках замість показників якості покриття наводяться властивості матеріалу, з якого виготовлено покриття або види випробувань [4].

Діюча на даний час в Україні нормативна база для захисту резервуарів від корозії – ГОСТ В 28569–90 – технічно та морально застарів, не враховує досягнень науки останніх десятиріч, не приведений у відповідність з міжнародними нормативними документами, не містить нових сучасних матеріалів і не розглядає в комплексному вигляді вимоги до антикорозійних покриттів та до виконання робіт [5].

В Європі при будівництві нових об'єктів та для ремонтних робіт вже існуючих використовуються стандарти ISO 12944 [6] та національні стандарти DIN, NORSOK, BS, ASTM, а в Російській Федерації – РД 413160-01-01297858-04 [7].

Даний проект націленний на вирішення важливої для нафтогазового комплексу України задачі – створення державного стандарту, що визна-

чає якість протикорозійного покриття резервуарів для зберігання сирої і товарної нафти та нафтопродуктів і спрямований на підвищення надійності та безпечної експлуатації магістральних нафтопроводів, резервуарів і відповідних споруд, зменшення корозійних ушкоджень резервуарів, непродуктивних витрат нафти та нафтопродуктів, електроенергії, металу, підвищення їх безпечності для навколошнього середовища.

В проекті ДСТУ встановлюються типи антикорозійних систем для зовнішньої та внутрішньої поверхні резервуарів та вимоги до антикорозійних покриттів, їх товщини, терміну служби, умов експлуатації, реалізації процесу нанесення покриттів, вимоги до підготовки поверхні металу, вимоги до контролю та прийомки покриттів та етапів його нанесення, техніки безпеки під час фарбувальних робіт.

Під час виконання проекту 9.4 «Розроблення нормативного документа ДСТУ «Магістральні нафтопроводи. Протикорозійний захист резервуарів» проведено вивчення та аналіз стану наукових досліджень, національних, галузевих, відомчих нормативних документів та нормативних актів, які стосуються теми протикорозійного захисту резервуарів, запропонована концепція розробки та побудови нормативного документа, яка включає вимоги до антикорозійних покриттів, зокрема властивості матеріалів для покриття, товщину покриття, термін гарантійного захисту, умови експлуатації тощо.

Зміст ДСТУ. Розробка проекту національного стандарту України ДСТУ «Магістральні нафтопроводи. Протикорозійний захист резервуарів. Загальні вимоги до захисту від корозії» була внесена до Плану державної стандартизації України на 2011 р., Додаток 2 до Плану 2011 (поз. 219.2.3–2011).

Структура проекту стандарту відповідає вимогам ДСТУ 1.5:2003 і складається з передмови, вступу, 17 розділів та 11 додатків.

Перший розділ «сфера застосування» визначає області поширення вимог даного стандарту.

У другому розділі приведено аналіз нормативних документів, на які є посилання в проекті ДСТУ.

У третьому розділі викладені терміни та визначення понять, які використовуються в стандарті.

У четвертому розділі приводяться познаки та скорочення, які використовуються в даному ДСТУ.

П'ятий розділ визначає загальні вимоги до виконання робіт з протикорозійного захисту резервуарів.

У шостому розділі викладені вимоги до протикорозійного захисту резервуарів на стадіях проектування, будівництва, реконструкції, капітального ремонту та експлуатації.

У сьому розділі викладені загальні вимоги до протикорозійних покриттів, вимоги до їх товщини та термінів служби.

У восьмому розділі сформульовані вимоги до захисних покриттів для зовнішньої поверхні резервуарів, чинники та критерії щодо корозії резервуарів, умови експлуатації, типи протикорозійних покриттів для зовнішньої поверхні резервуарів, загальні вимоги до лакофарбових матеріалів і покриттів. Наведені схеми реалізації захисного покриття для зовнішньої поверхні резервуарів.

Дев'ятий розділ містить вимоги до захисних покриттів для внутрішньої поверхні резервуарів, які включають відповідні вимоги як і для зовнішньої поверхні резервуарів.

Десятий розділ присвячений впливу чинників довкілля на виконання протикорозійних робіт.

Одинадцятий розділ містить вимоги до підготовки зовнішньої та внутрішньої поверхні резервуару для нанесення захисних покриттів.

У дванадцятому розділі викладені загальні вимоги до лакофарбових матеріалів і підготовки їх до нанесення.

У тринадцятому розділі викладені вимоги до нанесення і тужавіння лакофарбових матеріалів, вимоги до нанесення лакофарбових матеріалів на зовнішню та внутрішню поверхню резервуарів.

У чотирнадцятому розділі викладені вимоги до контролювання і приймання покриття: вхідний контроль лакофарбових матеріалів, контроль якості підготовлення поверхні, контроль процесу і тужавіння ЛФМ, контроль затужавілого протикорозійного покриття.

У п'ятнадцятому розділі викладені вимоги до устаткування для виконання протикорозійних робіт.

У шістнадцятому розділі викладені вимоги безпеки, загальні положення, вимоги безпеки під час підготовки поверхні і фарбування, правила поводження з токсичними речовинами.

Сімнадцятий розділ містить вимоги та настанови щодо протипожежних заходів при виконанні протикорозійних робіт.

У додатках наведені акти приймання та журнали виконання робіт, технологічні схеми протикорозійного захисту, прилади для контролю виконання протикорозійних робіт і бібліографія.

При розробці даного стандарту розглянуті основні вимоги до визначення сучасних методів виконання робіт з нанесення протикорозійного захисту зовнішньої та внутрішньої поверхні сталевих резервуарів для зберігання нафти у відповідності до вимог стандартів ISO: визначення технології підготовки поверхні, вибір системи покриття, нанесення лакофарбових матеріалів на підготовлену поверхню резервуарів.

ДСТУ встановлює основні вимоги до організації і проведення робіт із захисту від корозії внутрішньої і зовнішньої поверхонь сталевих вертикальних резервуарів для зберігання нафти, конструкційних елементів і трубопроводів лакофарбовими матеріалами, а також вимоги до вибору матеріалів і систем покриттів. Ці вимоги поширені

рюються як на сталеві вертикальні резервуари, що будуються, так і на ті, що знаходяться в експлуатації, об'ємом від 1000 до 50000 м³.

ДСТУ призначений для наукових, проектних, будівельно-монтажних та експлуатуючих організацій та підприємств, які займаються протикорозійним захистом металоконструкцій і спрямовують свою діяльність на покращення технічного стану нафтопроводів та інших споруд.

В ході виконання проекту була підготовлена перша редакція проекту стандарту. Після розсилання першої редакції проекту на відгуки та експертизу і одержання відгуків, підготовлена друга редакція стандарту, яку подано на експертизу в ДП «УкрНДНЦ». Остаточну редакцію ДСТУ «Магістральні нафтопроводи. Протикорозійний захист резервуарів» буде завершено після одержання відгуку від ДП «УкрНДНЦ» та погодження з Держспоживстандартом України і подано на затвердження.

1. *Механіка руйнування та міцність матеріалів: Довідн. посібник / Під заг. ред. В.В. Панасюка. Т. 11: Міцність і*

довговічність нафтогазових трубопроводів і резервуарів. / Г.М. Никифорчин, С.Г. Поляков, В.А. Черватюк та ін. / Під ред. Г.М. Никифорчина. — Львів: СПОЛОМ, 2009. — 504 с.

2. *Коновалов Г., Шалимінов П., Черватюк В. Обеспечение надежной эксплуатации объектов нефтегазового комплекса защищой современными антикоррозионными материалами — путь к энергетической безопасности Украины // Материалы межнар. конф. «Энергетична безпека Європи. Погляд у ХХІ століття». — Київ, 22–25 червня 2001 р. — С. 73–75.*
3. *Протасов В.Н. Полимерные покрытия нефтепромыслового оборудования. Справочное пос. — М.: Недра, 1994. — 224 с.*
4. *Протасов В.Н., Макаренко А.М. Методологические основы разработки нормативной документации на полимерные покрытия нефтегазопроводных труб // Управление качеством в нефтегазовом комплексе. — 2009. — № 4. — С.13–17.*
5. *ГОСТ В 28569–90. Средства хранения и транспортирования светлых нефтепродуктов.*
6. *ISO 12944:1998 (E). Лаки та фарби. Захист від корозії сталевих конструкцій системами захисних покріттів.*
7. *РД 413160-01-01297858-04. Руководящий документ. Правила антикоррозионной защиты резервуаров. — М., 2004. — 70 с.*
8. *Черватюк В.А., Пермінова І.М. Сучасні тенденції у застосуванні протикорозійних покріттів для захисту магістральних нафтогазопроводів та резервуарів. / Фіз.-хім. механіка матеріалів. — 2010. — 2, № 8. — С. 625–630.*

ПРОЕКТ 9.9

Розроблення нормативного документа з реалізації ремонтних технологій відновлення працездатності пошкоджених поверхонь залізничних коліс із високоміцної сталі за умови їх тривалої експлуатації

УДК 621.791.927.535

ВЛИЯНИЕ ДЛИТЕЛЬНОЙ ЭКСПЛУАТАЦИИ И СОСТАВА НАПЛАВЛЕННОГО МЕТАЛЛА НА ФОРМИРОВАНИЕ СТРУКТУРЫ И ТРЕЩИНОСТОЙКОСТЬ ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНЫХ КОЛЕС ПОСЛЕ ИХ ВОССТАНОВЛЕНИЯ

В.Д. ПОЗНЯКОВ, Л.И. МАРКАШОВА, доктора техн. наук, А.А. ГАЙВОРОНСКИЙ,
Е.Н. БЕРНИКОВА, кандидаты техн. наук, Т.А. АЛЕКСЕЕНКО, А.В. КЛАПАТИЮК, А.С. ШИШКЕВИЧ, инженеры
(Институт электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины)

Приведены результаты исследований влияния длительной эксплуатации, состава сварочных материалов при восстановлении наплавкой на формирование структуры и механические свойства соединений колесной стали марки 2 ($C = 0,58\%$). С применением аналитических методов оценены изменения прочностных свойств, пластичности и трещиностойкости восстановленных наплавкой железнодорожных колес. Показано, что в результате длительной эксплуатации наибольшие изменения структуры происходят в зоне перехода от площадки качения к гребню и распространяются на глубину до 200–300 мкм от внешней поверхности. На данном участке отмечено значительное упрочнение металла, резкое повышение локальных внутренних напряжений до уровня теоретической прочности. Установлено также, что для обеспечения требуемого комплекса механических свойств, высокой стойкости против образования трещин в основном и наплавленном металле, при восстановлении железнодорожных колес необходимо предварительно удалять поверхностный слой металла на глубину не менее 1 мм, а при наплавке применять сварочные материалы бейнитного или бейнитно-мартенситного классов.

Ключевые слова: длительная эксплуатация железнодорожных колес, дуговая сварка, наплавленный металл, ЗТВ, структура, свойства, трещиностойкость

В последние годы, в связи с увеличением количества железнодорожных перевозок и возрастанием нагрузок на ось, все более актуальным становится вопрос повышения надежности и долговечности подвижного состава. Наиболее остро эта проблема касается отдельных тяжело нагруженных базовых деталей и механизмов ходовых частей вагонов и локомотивов, основным элементом которых является колесо, непосредственно контактирующее с рельсом. В процессе эксплуатации поверхность качения колеса изнашивается. В наибольшей степени подвержена износу рабочая поверхность гребня, что определяется условиями эксплуатации и работы пары трения–качения колесо–рельс.

Железнодорожные колеса грузового транспорта, бандажи колес локомотивов и трамвайных, пассажирского транспорта изготавливают из высокопрочных углеродистых сталей, химический состав и механические свойства которых приведены в табл. 1. В настоящее время на железнодорожном транспорте Украины и СНГ наиболее широко применяются бандажи и цельнокатаные колеса из

стали марки 2. В соответствии с ГОСТ 10791 содержание углерода в колесной стали марки 2 составляет $0,55\text{--}0,65\%$. Однако, как свидетельствует опыт, чаще всего железнодорожные бандажи и колеса изготавливают из стали, содержание углерода в которой не превышает $0,60\%$.

Как видно, колесная сталь отличается высокой прочностью и низкой пластичностью. Поэтому в процессе эксплуатации возможно охрупчивание металла, что будет приводить к образованию специфических повреждений (трещины, отслоение металла) на поверхности качения колес. Однако данные о влиянии условий эксплуатации на качество и свойства колесной стали ограничены, что вызвало необходимость в проведении специальных исследований, результаты которых позволят выработать требования к подготовке поверхности колес перед восстановительной наплавкой.

Восстановление наплавкой изношенного профиля колеса выполняют на специализированных предприятиях железнодорожного транспорта. В настоящее время применяется несколько технологий, отличающихся по способу наплавки. Это одно- или двухдуговая наплавка под слоем флюса, реже наплавка в защитных газах. В качестве сва-

Таблица 1. Химический состав и механические свойства колесных сталей

Марка стали	Массовая доля элементов, %					
	C	Mn	Si	V	S	P
	не более					
1 (ГОСТ 10791)	0,44–0,52	0,80–1,20	0,40–0,60	0,08–0,15	0,030	0,035
2 (ГОСТ 10791)	0,55–0,65	0,50–0,90	0,22–0,45	≤0,10	0,030	0,035
T (ТУ У 35.2-23365425)	0,58–0,67	0,70–0,90	≤0,4	0,08–0,15	0,020	0,025

Окончание табл. 1

Марка стали	σ_b , МПа	δ_5 , %	ψ , %	KCU_{+20} , Дж/см ²	HB , МПа
		не менее			
1 (ГОСТ 10791)	900–1100	12	21	30	2480
2 (ГОСТ 10791)	930–1130	8	14	20	2500
T (ТУ У 35.2-23365425)	≥1100	8	14	18	3200

рочных материалов при этом используются проволоки сплошного сечения ферритно-перлитного (Св-08ГС, Св-08Г2С), бейнитного (Св-10ГСМТ, Св-08ХМ) или бейнитно-мартенситного (Св-10ХГ2СМФ) классов [1–3].

При восстановлении наплавкой изношенных гребней цельнокатанных колес грузовых вагонов применяют бейнитные и бейнитно-мартенситные сварочные материалы. Наплавку производят при регулируемом термическом цикле с применением предварительного подогрева от 150 до 250 °С и обеспечением замедленного охлаждения колес после наплавки. Технологии дают качественное восстановление изношенного металла колес и их работоспособность при последующей эксплуатации.

Очевидно, что при таком разнообразии технологий свойства металла наплавленного, зоны сплавления и участков ЗТВ соединений существенно отличаются. Это влияет на трещиностойкость восстановленных наплавкой колес и их дальнейшую работоспособность. С точки зрения надежности и безопасности движения железнодорожного транспорта при восстановлении наплавкой колес необходимо обеспечить эксплуатационные свойства наплавленного металла на уровне колесной стали. Например, при восстановлении гребней цельнокатанных колес грузовых вагонов твердость наплавленного металла должна быть не ниже 2500 МПа по шкале HB, а временное сопротивление — не ниже 700 МПа. При этом необходимо обеспечить однородность структуры и отсутствие градиентов напряжений в переходной зоне от наплавленного к основному металлу, поскольку нормализация изделий после наплавки не предусмотрена.

Цель настоящих исследований заключалась в изучении влияния длительных эксплуатационных

нагружений и технологических факторов при наплавке на закономерности изменения структуры и свойств колесной стали, выработке требований к технологии наплавки и разработке научно обоснованной нормативной документации по восстановлению изношенных поверхностей железнодорожных колес.

Исследования выполняли на образцах цельнокатанных железнодорожных колес из стали марки 2 (C = 0,58 %). Схематическое изображение исследуемых зон поверхности качения железнодорожного колеса после длительной эксплуатации приведено на рис. 1.

Структурно-фазовые изменения, характер распределения и плотность дефектов кристаллической решетки в различных зонах рабочей поверхности площадки качения и по глубине металла цельнокатанных железнодорожных колес изучали с использованием комплекса методов исследования, включая оптическую металлографию, аналитическую растровую электронную микроскопию (СЭМ-515, фирмы PHILIPS) и просвечивающую электронную микроскопию (JEM-200CX, фирмы JEOL). Комплексные экспериментальные исследования позволили выполнить аналитическую оценку вклада отдельных структурно-фазовых параметров (фазового состава, размеров зерна, субзерна, плотности дислокаций и т. п.) на изменение интегральных параметров механических характеристик (прочности $\sigma_{0,2}$, пластичности K_{1c}) и локальных внутренних напряжений ($\tau_{\text{л/вн}}$) — потенциальных источников зарождения и распространения трещин [4, 5].

В результате исследований установлено, что после длительной эксплуатации микроструктура металла железнодорожного колеса на глубине δ

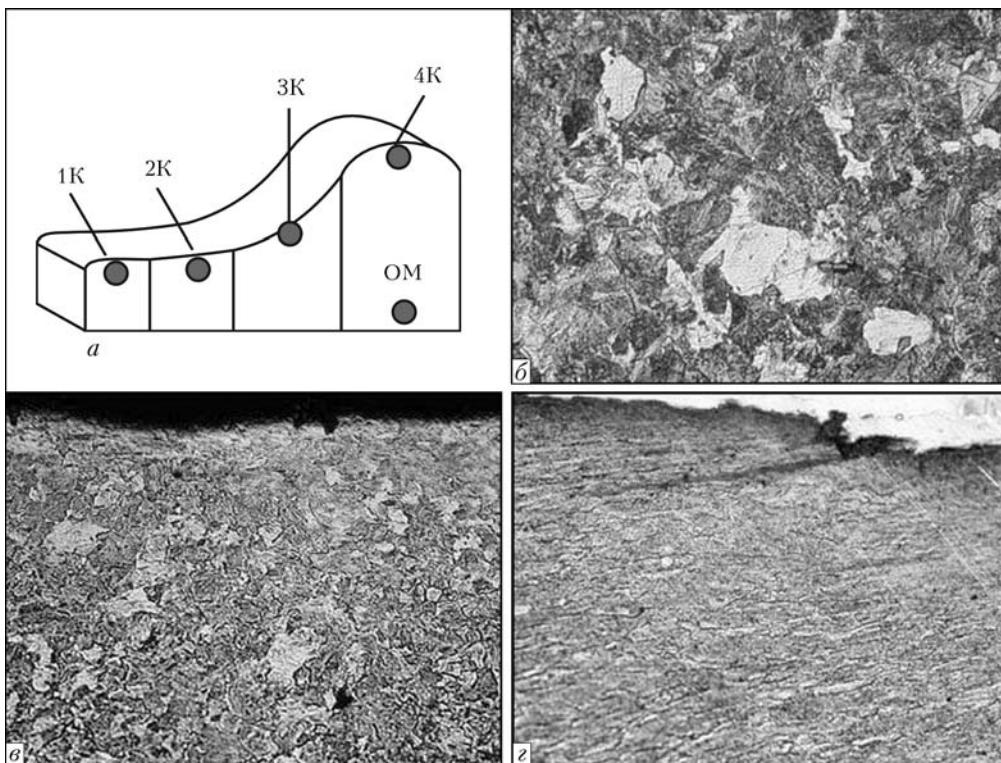


Рис. 1. Схема расположения исследуемых зон (1К, 2К, 3К, 4К) поверхности качения (а) и микроструктура металла железнодорожного колеса после длительного срока эксплуатации: б — структура основного металла на глубине $\delta \sim 1000$ мкм от внешней поверхности; приповерхностные слои в зонах 1К (в) и, 2К, 3К (г), $\times 500$

примерно 1000 мкм от поверхности площадки качения представлена равноосными зернами феррита Φ и перлита Π при $D_\Phi = 10\text{--}70$ мкм ($HV_\Phi = 2100$ МПа); $D_\Pi = 20\text{--}100$ мкм ($HV_\Pi = 2540$ МПа) с ферритными оторочками $\Phi_{\text{от}}$ по границам зерен толщиной 6–7 мкм с соотношением объемных долей фазовых составляющих V_Φ около 44 %; V_Π примерно 54 %; $V_{\Phi_{\text{от}}}$ приблизительно 2 % (рис. 1, б). По всей протяженности площадки катания (на глубине δ около 0–15 мкм от внешней поверхности) структура представляет собой мелко-дисперсную ферритно-карбидную смесь (рис. 1, в, г). По мере удаления от внешней поверхности на глубину δ от приблизительно 15 мкм до примерно 250 мкм обнаружено формирование полосовых структур, параллельных поверхности качения, что свидетельствует о наклете металла при эксплуатации колес. Причем структуры такого типа образуются только в зонах 2К и 3К (рис. 1, г).

В зоне 3К (переход от площадки качения к гребню колеса) микроструктура металла (на глубине $\delta \sim 15\text{--}100$ мкм) характеризуется наличием наиболее протяженных полосовых структур (длиной $l_{\text{полос}}$ примерно 30–70 мкм и шириной $h_{\text{полос}}$ около 1,5–2,5 мкм) деформированного феррита и тонкопластинчатого перлита. Коэффициент k формы таких структур составляет от 12 до 20, при этом угол наклона полос деформации (относительно внешней поверхности) равен примерно 10–12°. По мере перехода к основному металлу (на глубине $\delta \sim 100\text{--}250$ мкм от поверхности) увеличивается угол наклона полос деформации до 36–38° при уменьшении коэффициента их формы в 2–3

раза (до $k \sim 4\text{--}10$). В этой зоне характерна наиболее деформированная тонкопластинчатая структура, что сочетается с заметным (в 1,5–1,7 раза) повышением интегральной микротвердости (рис. 2). Здесь же обнаружено большое количество микротрещин длиной $L_{\text{тр}} \sim 20\text{--}350$ мкм (рис. 1, г). На расстоянии $\delta \sim 250\text{--}800$ мкм от внешней поверхности полосовые структуры переходят в хаотически разориентированную структуру основного металла, интегральная микротвердость в этой области приближается к микротвердости основного металла.

Анализ состава неметаллических включений (НВ) показал, что они представляют собой железо-марганцевые сульфиды Fe–Mn–S, мас. доля, %: Fe ~ 28–78; Mn ~ 12–42; S ~ 10–30. Причем, расследованные НВ (протяженностью $L_{\text{НВ}} \sim$ до 160 мкм) в приповерхностных слоях распределяются параллельно поверхности и сопоставимы с микротрещинами как по размерам, так и по расположению. В основном металле НВ имеют более глобулярную форму ($L_{\text{НВ}} \sim$ до 15 мкм).

Исследованиями тонкой структуры металла в зоне 3К установлено, что непосредственно в поверхностных слоях ($\delta \sim 0\text{--}50$ мкм) зафиксирована фрагментация феррито-перлитной структуры (до $d_\Phi \sim 0,13\text{--}0,67$ мкм, рис. 3) и резкое повышение плотности дислокаций до $\rho \sim 6 \cdot 10^{10}\text{--}(3\text{--}4) \cdot 10^{11}$ см⁻². Этот показатель более чем в 10 раз выше, чем в основном металле.

Роль структурных факторов проявляется в изменении прочности σ_t и вязкости разрушения K_{1c} поверхностных слоев металла железнодорожных

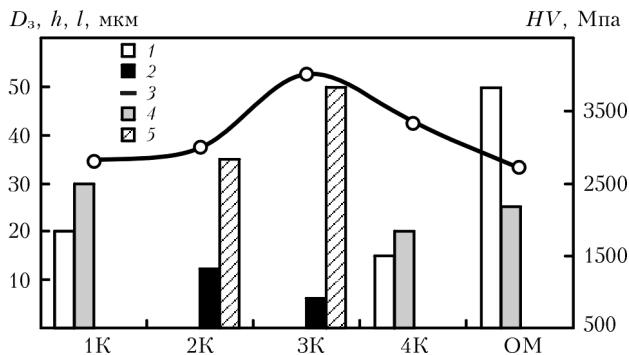


Рис. 2. Гистограмма, характеризующая структурные изменения размера зерна D_s , феррита Φ и перлита Π ; параметров h , l деформированных зерен; микротвердости HV в поверхностных слоях металла колеса на глубине $\delta \sim 15$ –200 мкм по зонам профиля качения; 1 – D_s (Π); 2 – h ($\Phi-\Pi$); 3 – $HV_{\text{интерп}}$; 4 – D_s (Φ); 5 – ($\Phi-\Pi$)

колес, что иллюстрирует соответствующая диаграмма на рис. 4. Значения коэффициента интенсивности напряжений определяли по зависимости Краффта: $K_{1c} = (2E\sigma_t\delta_t)^{-1/2}$, где E – модуль Юнга; σ_t – расчетное упрочнение (согласно уравнению Арчарда, включающему известные зависимости Холла–Петча, Орована и др.); δ_t – критическое раскрытие трещины, полученное по данным параметров субструктур. Установлено, что K_{1c} металла по всей поверхности качения на глубине до 200 мкм снижается в среднем на 30 %. Заметное падение уровня K_{1c} (на 50 %) при значительном повышении свойств прочности характерно для наиболее напряженной зоны в месте перехода от поверхности качения к гребню.

Таким образом, в процессе длительной эксплуатации в поверхностных слоях металла железнодорожных колес происходят значительные структурные изменения, приводящие к исчерпанию пластических свойств металла и снижению его вязкости. Поэтому в процессе наплавки такого металла в зоне сплавления возможно образование микротрещин, что при эксплуатации приведет к их развитию и разрушению колес. Для повышения надежности восстановленных наплавкой колес и сроков безопасной эксплуатации необходимо перед наплавкой выполнять механическую обработку поверхностей на глубину не менее 1 мм.

На втором этапе исследований проведены сравнительная оценка комплекса свойств наплавленного металла в зависимости от его состава и определены особенности структурных изменений в на-

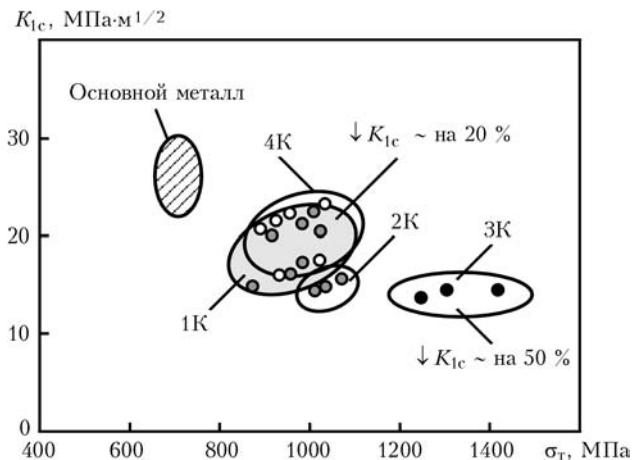


Рис. 4. Диаграмма изменения свойств прочности σ_t и вязкости K_{1c} в поверхностных слоях ($\delta \sim 0$ –200 мкм) металла железнодорожных колес в результате длительной эксплуатации

плавках, а также их влияние на трещиностойкость соединений колесной стали марки 2.

Влияние термодеформационного цикла сварки на структуру и механические свойства колесной стали марки 2 ($C = 0,55 \%$) описано в работе [2]. В ней показано, что скорость охлаждения может существенно влиять на структурно-фазовый состав и механические свойства металла ЗТВ. В диапазоне скоростей охлаждения $w_{6/5} = 1,15$ –32 °С/с временное сопротивление металла ЗТВ колесной стали может изменяться от 940 до 1060 МПа, а предел текучести от 600 до 715 МПа. При этом его относительное удлинение δ_5 находится в диапазоне 9,3–13,3 %, а сужение ψ – 24,9–33,3 %.

Для определения влияния состава сварочных материалов на свойства наплавленного металла завареныстыковые соединения размером 350×250×20 мм с V-образной разделкой. Автоматическую сварку таких соединений выполняли под слоем флюса АН-348 проволоками сплошного сечения марок Св-08Г2С, Св-08ХМ и Св-08ХМФ диаметром 2 мм. Некоторые соединения сваривали в углекислом газе порошковой проволокой ПП-АН180МН (система легирования 10ХГСМНФТ) диаметром 2 мм. Сварку соединений выполняли с предварительным подогревом до температуры 150 °С. Режимы сварки подбирали таким образом, чтобы обеспечить погонную энергию $Q_{\text{св}}$ в диапазоне 11–13 кДж/см. В дальнейшем из верхних слоев металла шва соединений вырезали специальные образцы для испытаний на растяжение (ГОСТ

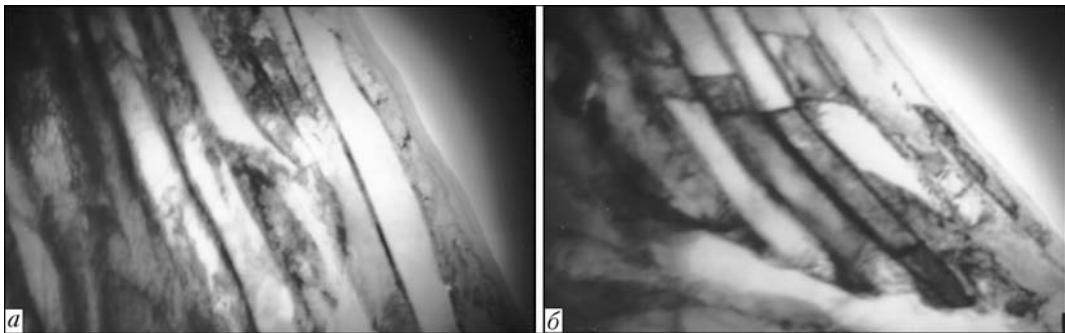


Рис. 3. Изменение тонкой структуры металла железнодорожного колеса в зоне 3К: а, б – структура металла на глубине до 50 мкм

Таблица 2. Химический состав и механические свойства металла швов

Сварочная проволока	Массовая доля элементов, %						
	C	Mn	Si	Cr	Ni	V	Mo
Св-08Г2С	0,10	2,10	0,95	—	—	—	—
Св-08ХМ	0,12	1,36	0,60	0,60	—	—	0,42
Св-08ХМФ	0,12	1,25	0,62	0,61	—	0,10	0,36
ПП-АН180МН	0,12	1,0	0,35	0,67	0,80	0,10	0,40

Окончание табл. 1

Сварочная проволока	$\sigma_{0,2}$, МПа	σ_b , МПа	δ_5 , %	ψ , %	KCU_{+20} , Дж/см ²	HV , МПа
Св-08Г2С	510	590	25,4	63,0	130	2100
Св-08ХМ	535	705	21,0	61,0	98	2500
Св-08ХМФ	610	730	17,2	56,3	86	2600
ПП-АН180МН	700	790	12,7	57,6	97	2600

1497) и ударный изгиб (ГОСТ 9454). Химический состав и механические свойства металла швов приведены в табл. 2. Результаты испытаний показали, что выбранные сварочные материалы, за исключением проволоки Св-08Г2С, позволяют получать наплавленный металл, прочность и твердость которого находятся на уровне требований, предъявляемых к восстановленным железнодорожным колесам грузовых вагонов.

Свойства наплавленного металла определяются его структурно-фазовым составом, который формируется в процессе сварки и охлаждения соединений. Влияние условий сварки на структурно-фазовый состав металла шва и ЗТВ сварных соединений изучали на различных уровнях — от зеренного до микродислокационного. С учетом этих данных аналитически установили изменения прочностных и пластических свойств металла в различных зонах сварного соединения. При этом также оценили вклад отдельных структурных составляющих: размеров зерна, субзерна, плотности дислокаций на изменение общего (интегрального) уровня прочности и вязкости. Рассчитаны локальные внутренние напряжения в структуре, являющиеся потенциальными источниками зарождения и развития трещин. Сравнительные исследования выполняли при наплавке колесной стали марки 2 проволоками Св-08Г2С и ПП-АН180МН.

Как показали металлографические исследования, выполненные методами оптической микроскопии, металл швов, полученных проволокой Св-08Г2С, имеет крупнозернистую структуру, состоящую из феррита и перлита. Микротвердость феррита HV (Φ) = 2010, перлита HV (Π) = 2210–2510 МПа (рис. 5, б). Структура металла на участке перегрева ЗТВ таких соединений состоит из мартенсита (M), бейнита (B), имеющих микротвердость HV (M) = 3660–4540, HV (B) = 2570–3570 МПа. Размер зерен D_3 M и B соответственно составляет 115–215 и 40–155 мкм, а их объемная доля равна V_M = 30 и V_B = 65–68 %.

Металл швов соединений, выполненных порошковой проволокой ПП-АН180МН, характеризуется бейнито-мартенситной (Б-М) структурой с микротвердостью HV (Б-М) = 2860–3290 МПа. Соотношение объемных долей Б и М в металле швов составляет 70 к 30 % (рис. 5, а). Близкая по составу структура выявлена и в металле на участке перегрева ЗТВ таких соединений. Объемная доля Б и М в данной зоне сварного соединения составляют соответственно 75–80 и 25–20 %, а микротвердость находится в пределах HV (M) = 3660–4540 и HV (Б) = 2570–3570 МПа. Размеры зерен Б и М равняются соответственно 115–215 (M) и 40–155 мкм (Б). Как и в предыдущих случаях, по границам зерен выявлены ферритные оторочки толщиной $\delta(\Phi_{\text{от}})$ = 3–7 мкм.

Особенности изменения тонкой структуры показали, что в основном объеме металла шва соединений, выполненных проволокой Св-08Г2С, размеры цементитных ($h_{\text{Ц}}$) и ферритных (h_{Φ}) пластин в перлите (П) составляют соответственно 0,1–0,4 и 0,7–1,5 мкм, а плотность дислокаций $\rho = (4–6) \cdot 10^9 \text{ см}^{-2}$ (рис. 6, а). В то же время установлено, что на участке шва, расположенному в непосредственной близости к линии сплавления и на удалении от нее до 500 мкм, структура изменяется на порядок, а плотность дислокаций повышается до $1 \cdot 10^{10} \text{ см}^{-2}$ (рис. 6, б). В металле на участке перегрева ЗТВ ширина реек бейнита верхнего составляет $h_{\text{БВ}} = 0,8–1,3$; бейнита нижнего $h_{\text{БН}} = 0,3–0,8$; мартенсита $h_M = 1,0–1,5$ мкм. Размеры фрагментов бейнита нижнего $d_{\Phi\text{п}}$ (Бн) находятся в пределах 0,15–0,50 мкм. По сравнению с металлом шва, плотность дислокаций в данной зоне сварного соединения увеличивается до $\rho = (5–8) \cdot 10^{10} \text{ см}^{-2}$.

При сварке порошковой проволокой ПП-АН180МН в металле шва (рис. 6, в) и ЗТВ (рис. 6, г) формируется близкая по составу и размерам элементов структура, состоящая из бейнита верхнего (Бв), бейнита нижнего (Бн) и мартен-

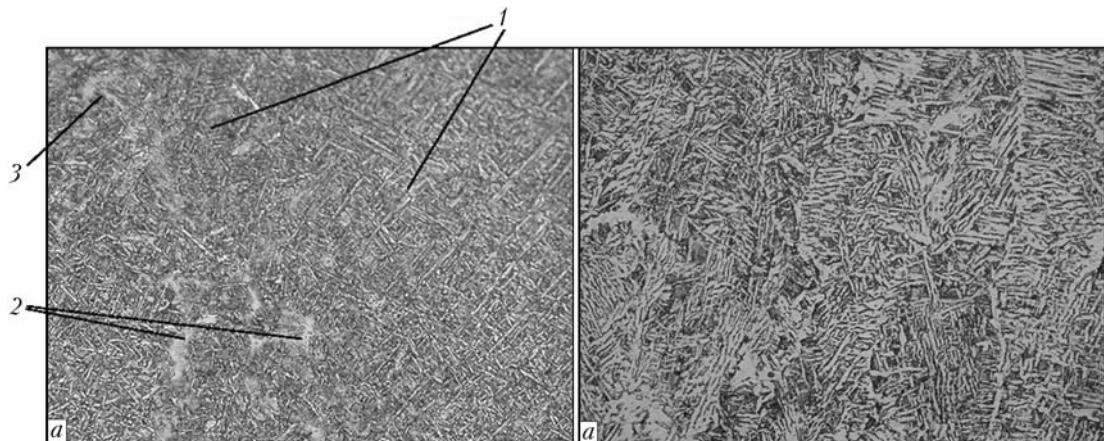


Рис. 5. Микроструктура металла швов, выполненных проволоками ПП-АН180МН (а) и Св-08Г2С (б), $\times 500$: 1 — HV (Б) = 2860–3290 МПа; 2 — $h (\Phi_{\text{ор}}) = 5–10$; 3 — $h \times l_{\text{kp}} = 25 \times 65$ мкм

сита (М). Ширина реек бейнита верхнего $h_{\text{БВ}}$ составляет 0,5–1,2; бейнита нижнего $h_{\text{БН}} = 0,4–0,7$; мартенсита $h_{\text{М}} = 1,0–1,5$ мкм. Распределение плотности дислокаций в таком соединении относительно равномерное ($\rho = 5 \cdot (10^{10}–10^{11}) \text{ см}^{-2}$).

Результаты расчетов значений K_{1c} сварных соединений, выполненных проволоками Св-08Г2С и ПП-АН180МН, представлены на рис. 7. При сварке проволокой ПП-АН180МН значение K_{1c} несколько выше (в среднем на 20 %), что обусловлено измельчением размера зерна, формированием субструктур и равномерным распределением дислокаций. В то же время при данном варианте сварки есть участки структуры металла, вязкость разрушения которых в 2 раза больше. Это свидетельствует о хорошем сочетании прочностных и пластических характеристик сварного соединения.

Практически, при сварке проволокой ПП-АН180МН в металле шва и зоне сплавления соединений формируется структура, которая обеспечивает повышение прочности металла в комплексе

с его высокой сопротивляемостью против хрупкого разрушения. При сварке ферритно-перлитными материалами металл шва имеет более низкие показатели прочности и K_{1c} , что связано с неравномерным распределением дислокационной плотности и формированием перлитных структур с протяженными цементитными фазовыми выделениями.

Результаты оценки локальных внутренних напряжений ($\tau_{\text{ви}}$) в сварных соединениях приведены на рис. 8. Как видно, повышение плотности дислокаций от $(4–6) \cdot 10^9$ до $(5–8) \cdot 10^{10} \text{ см}^{-2}$ вблизи линии сплавления металла шва, выполненного проволокой Св-08Г2С, и в ЗТВ таких соединений, приводит к резкому увеличению $\tau_{\text{ви}}$ до 2240–2430 МПа, что составляет $(0,3–0,4)\tau_{\text{теор}}$. Это способствует формированию значительных по уровню градиентов внутренних напряжений ($\Delta\tau_{\text{ви}} \sim 2000$ МПа). Общий уровень $\tau_{\text{ви}}$ в металле швов соединения, выполненного проволокой ПП-АН180МН, выше (до 1870–2240 МПа), однако они равномерно распределены по металлу шва и относительно плавно

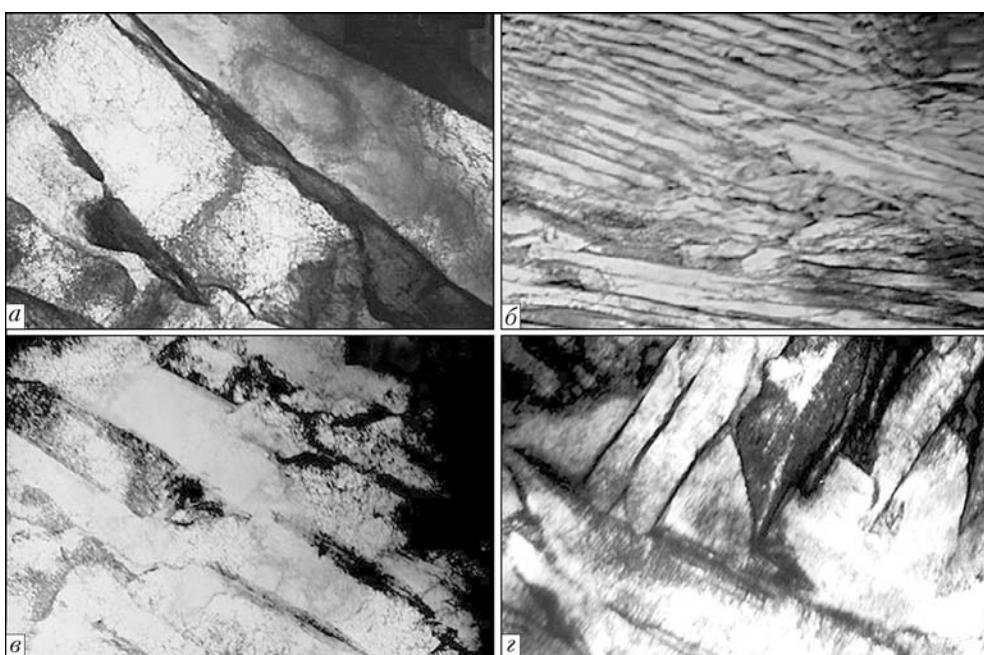


Рис. 6. Тонкая структура металла швов (а–в) и ЗТВ (г) при наплавке колесной стали проволоками Св-08Г2С (а, б) и ПП-АН180МН (в, г)

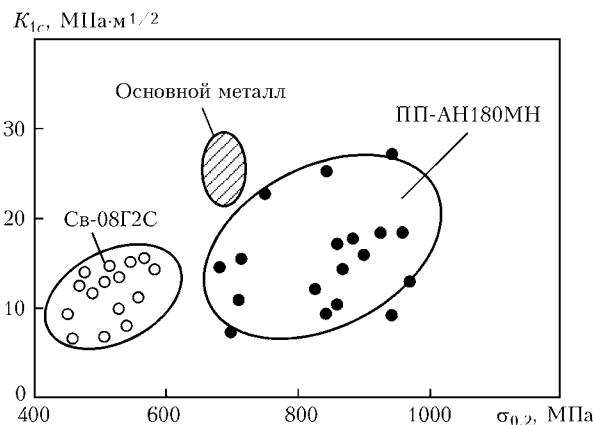


Рис. 7. Диаграмма изменения расчетных механических свойств ($\sigma_{0,2}$, K_{1c}) металла швов сварных соединений колесной стали в зависимости от состава наплавленного металла

снижаются при переходе к металлу ЗТВ (до 900–1100 МПа). При этом резких градиентов локальных напряжений в таких соединениях не зафиксировано, что является благоприятным с точки зрения предупреждения трещинообразования.

Выводы

1. Определено, что для повышения надежности колес, подвергающихся восстановительной наплавке, необходимо предварительно удалять поверхностный слой металла в месте наплавки на глубину не менее 1 мм. Это существенно повышает качество металла колеса в зоне перехода от наплавки и исключает образование в ней трещин.

2. Показано, что требуемый комплекс механических свойств наплавленному металлу при восстановлении изношенных поверхностей железнодорожных колес (твердость $HB \geq 2500$, прочность $\sigma_b \geq 700$ МПа) могут обеспечить сварочные материалы бейнитного или бейнитно-мартенситного классов — проволоки сплошного сечения Св-08ХМ, Св-08ХМФ и порошковая проволока ПП-АН180МН. Структура наплавленного и металла ЗТВ сварных соединений, выполненных данными материалами, характеризуется как бейнитно-мартенситная, однородная и мелкодисперсная с равномерным распределением локальных внутренних напряжений.

3. Проведенные исследования позволили разработать требования к сварочным материалам, технологии наплавки и подготовить нормативный документ по применению технологии восстановления наплавкой железнодорожных колес, применение которых обеспечит высокую надежность и безопасность эксплуатации железнодорожного транспорта. Технические условия Украины ТУ У 27.3-05416923-№ 106:2012 «Відновлення дуговими

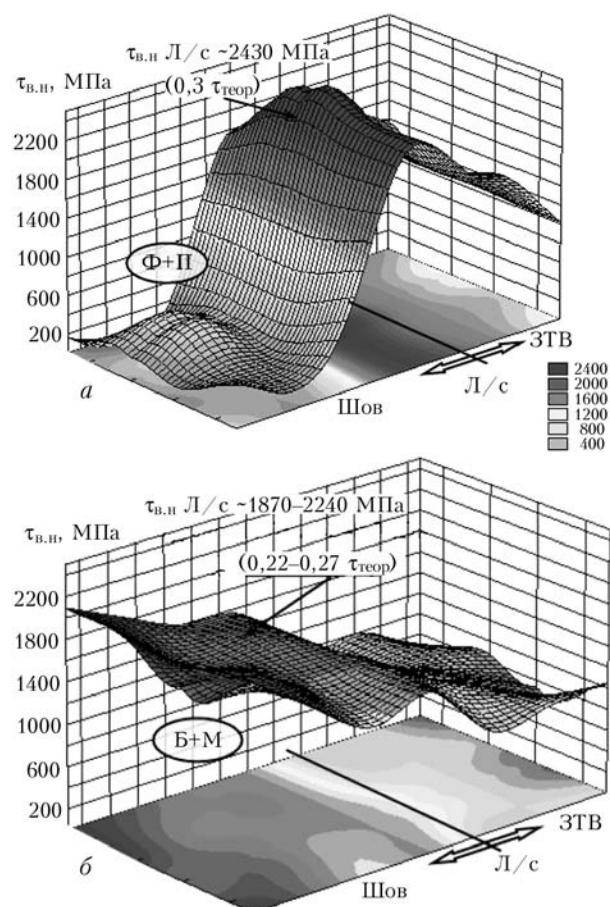


Рис. 8. Уровень локальных внутренних напряжений ($\tau_{в,н}$), формирующихся в сварных соединениях колесной стали в зависимости от состава наплавленного металла: *a* — Св-08Г2С; *б* — ПП-АН180МН; Л/с — линия соединения

процесами зварювання профілю кочення залізничних коліс» переданы на рассмотрение и утверждение в Залистандарт України в июне 2012 г.

1. Наплавка гребней вагонных колесных пар / Н.В. Павлов, И.Д. Козубенко, Н.Е. Бызова, А.И. Рассоха // Железнодорож. транспорт. — 1993. — № 7. — С. 37–40.
2. Влияние технологических факторов на структуру и свойства металла ЗТВ при ремонтно-восстановительной наплавке гребней цельнокатанных вагонных колес / В.А. Саржевский, А.А. Гайворонский, В.Г. Гордонный, В.Ф. Горб // Автомат. сварка. — 1996. — № 3. — С. 22–27, 33.
3. Гудков А.В., Лозинский В.Н. Новые технологические и технические решения в области сварки на железнодорожном транспорте // Вестник ВНИИЖТ. — 2008. — № 6. — С. 3–9.
4. Влияние легирования швов на структуру и свойства сварных соединений стали 17Х2М / Л.И. Маркашова, В.Д. Позняков, Т.А. Алексеенко, Е.Н. Бердникова и др. // Автомат. сварка. — 2011. — № 7. — С. 7–15.
5. Оценка прочности и трещиностойкости металла железнодорожных колес после длительной эксплуатации / Л.И. Маркашова, В.Д. Позняков, А.А. Гайворонский и др. // Фізико-хімічна механіка матеріалів. — 2011. — № 6. — С. 73–79.