

**Министерство образования и науки Российской Федерации
Обнинский институт атомной энергетики
Национального исследовательского ядерного университета «МИФИ»
Ядерное общество России**

**ИЗВЕСТИЯ ВУЗОВ
ЯДЕРНАЯ ЭНЕРГЕТИКА
НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ ЖУРНАЛ**

Издается с 1993 г.

N 3 2012 г.

СОДЕРЖАНИЕ

ФИЗИКА И ТЕХНИКА РЕАКТОРОВ

Ю.Е. Головко

Применение метода неопределенных множителей Лагранжа в анализе
на непротиворечивость экспериментов на примере систем с высокообогащенным ураном 5

Г.Л. Хорасанов, А.И. Блохин

Некоторые макрохарактеристики активных зон быстрых реакторов средней мощности 18

БЕЗОПАСНОСТЬ, НАДЕЖНОСТЬ И ДИАГНОСТИКА ЯЭУ

Н.В. Артамонов, А.С. Сидоров

Обоснование ядерной безопасности устройства локализации расплава для АЭС
с реакторами типа ВВЭР 23

Р.А. Глоба, М.А. Трофимов (рец. А.И. Усанов)

Методика ультразвукового контроля двухкомпонентного металла реакторной
установки ВК-50 32

*П.А. Дворников, С.Н. Ковтун, А.А. Бударин, В.П. Полянов, Н.Н. Титаренко, Н.Г. Рошин,
А.Л. Матвеев, Е.Л. Матвеев*

Моделирование динамики распространения парогазового фронта в теплоизоляции
трубопровода энергетических установок 36

ЭКОЛОГИЯ ЭНЕРГЕТИКИ

*И.И. Крышев, А.Ю. Пахомов, С.Н. Брыкин, В.Г. Булгаков, Т.Г. Сазыкина, И.А. Пахомова, И.С. Серебряков,
Н.С. Рознова, А.И. Крышев, И.Я. Газиев, К.В. Лунева, М.А. Дмитриева*

Оценка и прогнозирование радиационно-экологического воздействия хранилищ
радиоактивных отходов Ленинградского отделения филиала «Северо-Западный
территориальный округ» ФГУП «РОСРАО» 44

АТОМНЫЕ ЭЛЕКТРОСТАНЦИИ

А.Ф. Егоров, В.В. Коробейников, Е.В. Поплавская, Г.А. Фесенко

Оценка чувствительности модели развития ядерной энергетики России к возможным
изменениям выбранных экономических параметров 53

<i>П.Н. Мартынов, Р.Ш. Асхадуллин, К.Д. Иванов, М.Е. Чернов, В.В. Ульянов, В.М. Шелеметьев, Р.П. Садовничий, Р.Ю. Чепоров, С.-А.С. Нязов</i>	
Особенности использования железооксидных электродов сравнения в твердоэлектролитных датчиках контроля термодинамической активности кислорода	62
<i>П.Н. Мартынов, Р.Ш. Асхадуллин, А.Н. Стороженко, М.Е. Чернов, В.В. Ульянов, В.М. Шелеметьев, Р.П. Садовничий, П.В. Кузин</i>	
Особенности метрологической поверки датчиков активности кислорода в жидкометаллических теплоносителях	68
ТОПЛИВНЫЙ ЦИКЛ И РАДИОАКТИВНЫЕ ОТХОДЫ	
<i>В.И. Бойко, М.Е. Силаев, Ю.В. Недбайло</i>	
Оптимизация процесса определения изотопного состава урана кодом MGAU с помощью статистических методов	75
<i>С.В. Ивахин, А.И. Радаев, Г.В. Тихомиров, М.В. Щуровская</i>	
Расчетное моделирование выгорания топлива исследовательского реактора ИРТ при анализе конверсии на низкообогащенное урановое топливо	81
<i>Вывод из эксплуатации</i>	
Б.К. Былкин, В.Л. Тихоновский, Д.В. Чуйко Создание и применение многомерных информационных моделей блока АЭС при выводе из эксплуатации	91
ТЕПЛОФИЗИКА И ТЕПЛОГИДРАВЛИКА	
<i>В.Г. Асмолов, В.Н. Блинков, В.И. Мелихов, О.И. Мелихов, А.А. Неровнов, Ю.В. Парфенов</i>	
Сравнение двух подходов для расчета силового взаимодействия двухфазного потока струйным пучком	102
<i>А.А. Говердовский, Б.В. Кебадзе, Д.М. Ковалев, Р.Р. Чернов</i>	
Экспериментальное определение энерговыделения в свинцовом и урановом образцах при облучении протонами высоких энергий	108
<i>С.Л. Дорохович, Ю.А. Казанский, А.А. Казанцев, С.В. Ковальчук, А.В. Левченко, В.А. Левченко, Ю.С. Юрьев</i>	
Гидродинамика и теплообмен в реакторной установке «МАСТЕР»	116
<i>А.В. Морозов, О.В. Ремизов, Д.С. Калякин, В.И. Асюнин, В.И. Щеколдин, С.И. Зайцев, М.О. Закутаев</i>	
Верификация расчетных кодов ТЕЧЬ-М и Корсар/ГП по результатам экспериментов на крупномасштабном стенде ГЕ2М-ПГ	129
<i>И.А. Чусов, А.С. Шелегов, В.И. Слободчук, В.Ф. Украинцев</i>	
Расчет теплоотдачи в семистержневом пучке твэлов при сверхкритических параметрах теплоносителя	140
МАТЕРИАЛЫ И ЯДЕРНАЯ ЭНЕРГЕТИКА	
<i>Е.А. Орлова, В.В. Алексеев, В.Г. Жмурин, С.А. Загребаев, М.А. Орлов, Я.Н. Ширшов, А.Н. Волов, И.Ю. Торбенкова, П.И. Тычинский, М.С. Арсентьев, Е.Ю. Прохорова</i>	
Защита поверхности стали при использовании фреонов в АЭС типа «БРЕСТ»	146
<i>Н.Н. Титаренко, П.А. Дворников, С.Н. Ковтун, А.В. Павлов, Н.Г. Рошин, Е.Л. Матвеев</i>	
Определение параметров проницаемости волокнистых пористых материалов	155
<i>П.В. Федотов, Л.П. Лошманов, А.В. Костохина, Е.А. Олевский</i>	
Изотропность деформационного упрочнения сплава Э110 при статическом и высокоскоростном магнитно-импульсном нагружении	164

CONTENTS

REACTOR PHYSICS AND TECHNOLOGY

Yu.E. Golovko

- Application of the Undetermined Lagrangian Coefficients Method in the Analysis on Consistency of Experiments on the Example of Systems with High Enriched Uranium from ICSBEP Handbook 5

G.L. Khorasanov, A.I. Blokhin

- Some Macroscopic Characteristics of Fast Reactor Cores of Intermediate Capacity 18

SAFETY, RELIABILITY AND DIAGNOSTICS NPP

N.V. Artamonov, A.S. Sidorov

- Nuclear Safety of Melt Localisator Device for NPP with WWER Reactor Model 23

R.A. Globa, M.A. Trofimov

- The Technique of Ultrasonic Testing of Two-Component Metal-Reflex Reaction Setup VC-50 32

P.A. Dvornikov, S.N. Kovtun, A.A. Budarin, V.P. Polionov, N.N. Titarenko, N.G. Roshchin, A.L. Matveev, E.L. Matveev

- Simulation of Dynamics of Steam-Gas Front Distribution in Thermal Insulation of Power Plants Pipelines 36

ENVIRONMENTAL ASPECTS OF POWER ENGINEERING

I.I. Kryshev, A.Y. Pahomov, S.N. Brykin, V.G. Boulgakov, T.G. Sazykina, I.A. Pahomova, I.S. Serebryakov, N.S. Roznova, A.I. Kryshev, I.Y. Gaziev, K.V. Lunyova, M.A. Dmitrieva

- Assessment and Prognosis of Radioecological Impact of the Radioactive Wastes Storage Sites of the «North-West Territorial District» Leningrad Branch of FGUP «RosRAO» 44

NUCLEAR POWER PLANTS

A.F. Egorov, V.V. Korobeynikov, E.V. Poplavskaya, G.A. Fesenko

- Assessment of Russia Nuclear Power Development Model Sensitivity Analysis to Possible Changes of Selected Economic Parameters 53

P.N. Martynov, R.Sh. Askhadullin, K.D. Ivanov, M.E. Chernov, V.V. Ylyanov, V.M. Shelemetev, R.P. Sadovnichy, R.Yu. Cheporov, S.-A.S. Niyazov

- Iron Oxide Reference Electrodes in Solid Electrolyte Sensors Designed to Control the Thermodynamic Activity of Oxygen 62

P.N. Martynov, R.Sh. Askhadullin, A.N. Storozhenko, M.E. Chernov, V.V. Ylyanov, V.M. Shelemetev, R.P. Sadovnichy, P.V. Kuzin

- Peculiarities of Metrological Calibration of Oxygen Activity Sensors in Liquid Metal Coolants 68

FUEL CYCLE AND RADIOACTIVE WASTES MANAGEMENT

V.I. Bayko, M.E. Silaev, Y.V. Nedbaylo

- Optimization of Isotopic Composition Identification by Program Code MGAU using Statistical Methods 75

S.V. Ivakhin, A.I. Radaev, G.V. Tikhomirov, M.V. Shchurovskaya

- IRT Research Reactor Burnup Calculation for the Analysis of Conversion to Low Enrichment Uranium Fuel 81

DECOMMISSIONING OF NPP

B.K. Bylkin, V.L. Tikhonovsky, D.V. Chuyko

- Creation and Application of Multidimensional Information Models of NPP Unit for Decommissioning 91

THERMAL PHYSICS AND HEATHYDRAULICS

<i>V.G. Asmolov, V.N. Blinkov, V.I. Melikhov, O.I. Melikhov, A.A. Nerovnov, Y.V. Parfenov</i>	
The comparison of Two Approaches for Calculation of the Force Interaction of the Two-Phase Flow with Tube Bundle	102
<i>A.A. Goverdovskiy, B.V. Kebadze, D.M. Kovalev, R.R. Chernov</i>	
Experimental Determination of Power-Release in the Lead and Uranium Samples Irradiated by High-Energy Protons	108
<i>S.L. Dorohovich, Yu.A. Kazanskiy, A.A. Kazantsev, S.V. Kovalchuk, A.V. Levchenko, V.A. Levchenko, Yu.S. Yurev</i>	
Hydrodynamics and Heat Transfer in Reactor Installation «MASTER»	116
<i>A.V. Morozov, O.V. Remizov, D.S. Kalyakin, V.I. Asyunin, V.I. Schekoldin, S.I. Zaitsev, M.O. Zakutaev</i>	
Verification of TECH-M and KORSAR/GP Computer Codes on the Basis of Experimental Results Obtained on Large-scale Test Facility GE2M-PG	129
<i>I.A. Chusov, A.S. Shelegov, V.I. Slobodchuk, V.F. Ukrainstsev</i>	
Calculation of Heat Transfer at the Seven Heated Rod Assembly upon Supercritical Fluid Parameters	140

MATERIALS OF NUCLEAR POWER ENGINEERING

<i>E.A. Orlova, V.V. Alexeev, V.G. Gmurin, S.A. Zagrebaev, M.A. Orlov, Ya.N. Shirshov, A.N. Volov, I.Yu. Torbenkova, P.I. Tyichinskiy, M.C. Arsentev, E.Yu. Prochorova</i>	
The protection of steel surface at use of freon in NPP such as «BREST»	146
<i>N.N. Titarenko, P.A. Dvornikov, S.N. Kovtun, A.V. Pavlov, N.G. Roshchin, E.L. Matveev</i>	
Calculation of Permeability Parameters for Fibrous Porous Materials	155
<i>P.V. Fedotov, L.P. Loshmanov, A.V. Kostuhina, E.A. Olevsky</i>	
Isotropic Deformation Hardening Alloy E110 at Statistic and High Rate Magnetic-Pulsed Deformation	164

ПРИМЕНЕНИЕ МЕТОДА НЕОПРЕДЕЛЕННЫХ МНОЖИТЕЛЕЙ ЛАГРАНЖА В АНАЛИЗЕ НА НЕПРОТИВОРЧИВОСТЬ ЭКСПЕРИМЕНТОВ НА ПРИМЕРЕ СИСТЕМ С ВЫСОКООБОГАЩЕННЫМ УРАНОМ

Ю.Е. Головко

ГНЦ РФ-Физико-энергетический институт им. А.И. Лейпунского, г. Обнинск



Представлены результаты применения метода неопределенных множителей Лагранжа в анализе на непротиворечивость экспериментов из международного справочника ICSBEP Handbook. Получены поправки к исходным условиям экспериментов (размерам и концентрациям) и сечениям на основании строгого соблюдения условия критичности, учет которых позволил устранить наблюдаемые противоречия между расчетными и экспериментальными данными, не устранимые традиционным методом наименьших квадратов. Расчеты выполнены для экспериментов, проведенных в ФЭИ.

Ключевые слова: метод неопределенных множителей Лагранжа, бенчмарк-эксперименты, сечения, критичность, чувствительность, ковариации.

Key words: undetermined Lagrangian coefficients method, benchmark experiments, cross-sections, criticality, sensitivity, covariance.

ВВЕДЕНИЕ

Стандарты по ядерной и радиационной безопасности при обращении с делящимися материалами на всех стадиях как внутриреакторного, так и внешнего топливного цикла, требуют расчетов критичности и реалистичных оценок критической безопасности. При этом одной из важнейших задач является реалистичная оценка погрешностей расчета критичности и составляющих этих погрешностей, возникающих при анализе критической безопасности хранилищ ядерного топлива (особенно отработанного топлива), контейнеров для его перевозки к заводам химпереработки и рефабрикации, технологического оборудования этих заводов, мест захоронения отходов ядерного топлива и производства.

С 1970-х гг. в ФЭИ ведется работа по разработке и валидации метода реалистической оценки погрешностей расчетных предсказаний критических параметров размножающих систем с учетом данных интегральных экспериментов, основанная на обобщенном методе наименьших квадратов [1–3]. В работах [4–6] изло-

жены основные подходы и полученные результаты для систем с высокообогащенным ураном из международного справочника оцененных критических бенчмарк-экспериментов [7] (далее Справочник).

В указанных выше трудах было предложено 84 бенчмарка, среди которых были серии экспериментов, посвященных исследованию влияния поглотителя на критичность, в том числе и эксперименты, выполненные в ФЭИ. По результатам статистического анализа все эти конфигурации оказались противоречивыми, и устранить противоречия методом, наиболее полно описанным в работе [5], не удалось – эксперименты были исключены из рассмотрения. Таким образом, целый «класс» экспериментов, позволивших бы выполнить оценку погрешностей расчетных предсказаний критических параметров размножающих систем за счет уточнения сечений урана-235 в промежуточной области энергий, оказался непригодным.

В работе предлагается методика, основанная на методе неопределенных множителей Лагранжа [8], которая позволяет найти возможные пути устранения противоречий путем уточнения условий экспериментов (размеров и концентраций) исходя из факта достигнутого в реальном эксперименте строгого соблюдения условия критичности. Расчеты выполнены для экспериментов, выполненных в Физико-энергетическом институте.

ОСНОВНЫЕ ПРИНЦИПЫ МЕТОДИКИ АНАЛИЗА

Факт критичности в эксперименте устанавливается с чрезвычайно высокой точностью, и при этом измеряются условия, соответствующие критическому состоянию системы (размеры бака, высота заливки, концентрация топлива и т.д.), влияние погрешности экспериментального определения которых на расчетные значения $k_{\text{эфф}}$ и определяет погрешность экспериментального значения этой величины, используемого в стандартном методе наименьших квадратов [5]. Отсюда возникает задача о поиске наиболее правдоподобных значений констант и параметров, обеспечивающих точное равенство единице всех коэффициентов размножения, рассчитанных на константах и параметрах, полученных с учетом интегральных экспериментов. Как и в работах [4–6], будем называть эту процедуру *корректировкой* сечений и параметров, и все допущения относительно распределения случайных величин, сделанные в указанных работах, также остаются в силе. Особенность заключается в том, что минимум суммы квадратов отклонений требуется найти при условии строгого равенства расчетных значений критичности экспериментальным значениям. Поставленная задача решается методом неопределенных множителей Лагранжа. Исходя из метода максимума правдоподобия следует найти минимум квадратичной формы

$$Z^2 = \Delta\vec{\sigma}^T \hat{W}^{-1} \Delta\vec{\sigma} + \Delta\vec{p}^T \hat{V}^{-1} \Delta\vec{p} \quad (1)$$

при условии

$$\hat{H}\Delta\vec{\sigma} + \hat{Q}\Delta\vec{p} + \Delta\vec{k} = 0, \quad (2)$$

где \hat{H}, \hat{Q} – матрицы коэффициентов чувствительности $k_{\text{эфф}}$ к нейтронным сечениям и параметрам экспериментов (размерам, концентрациям и т.п.); $\Delta\vec{\sigma}, \Delta\vec{p}$ – векторы искомых поправок к нейтронным сечениям и параметрам экспериментов;

\hat{W}, \hat{V} – ковариационные матрицы погрешностей нейтронных сечений и параметров экспериментов.

Условие (2) физически означает тот факт, что смещения в $k_{\text{эфф}}$ за счет искомых поправок к нейтронным сечениям и параметрам экспериментов должны компенсировать исходные расхождения в $k_{\text{эфф}}$ выбранных бенчмарк-экспериментов.

Функция Лагранжа с учетом условий (2) записывается в виде

$$S^2(\Delta\vec{\sigma}, \Delta\vec{p}) = \Delta\vec{\sigma}^T \hat{W}^{-1} \Delta\vec{\sigma} + \Delta\vec{p}^T \hat{V}^{-1} \Delta\vec{p} + \vec{\Lambda}^T (\hat{H}^T \Delta\vec{\sigma} + \hat{Q}^T \Delta\vec{p} + \Delta\vec{k}), \quad (3)$$

где $\vec{\Lambda}$ – вектор-столбец неопределенных множителей Лагранжа; $\Delta\vec{k}$ – вектор-столбец расхождений между расчетными и экспериментальными значениями $k_{\text{эфф}}$ выбранных бенчмарк-экспериментов. Ковариационная матрица коэффициентов чувствительности параметров \hat{Q} имеет размерность $(l \times n)$, где l – число корректируемых параметров; n – число экспериментальных бенчмарков, включенных в расчеты.

Для нахождения поправок к сечениям $\Delta\vec{\sigma}$ и параметрам $\Delta\vec{p}$ выражение (3) дифференцируется и производные приравниваются нулю. Решение получаемой системы линейных уравнений можно представить в виде

$$\Delta\vec{\sigma} = -\hat{W}\hat{H}\hat{U}^{-1}\Delta\vec{k}, \quad (4)$$

$$\Delta\vec{p} = -\hat{V}\hat{Q}\hat{U}^{-1}\Delta\vec{k}, \quad (5)$$

где

$$\hat{U} = (\hat{H}^T \hat{W} \hat{H} + \hat{Q}^T \hat{V} \hat{Q}). \quad (6)$$

Ковариационная матрица

$$\hat{W}'_{\sigma,p} = \hat{W}_{\sigma,p} \cdot (\hat{E} - \hat{H}_{\sigma,p} \cdot \hat{\Omega}^{-1} \cdot \hat{H}_{\sigma,p}^T \cdot \hat{W}_{\sigma,p}) \quad (7)$$

является откорректированной матрицей сечений и параметров.

В выражении (7) $\hat{\Omega} = \hat{H}_{\sigma,p}^T \cdot \hat{W}_{\sigma,p} \cdot \hat{H}_{\sigma,p}$; $\hat{W}_{\sigma,p}$ – полная ковариационная матрица нейтронных сечений и параметров; $\hat{H}_{\sigma,p}$ – полная матрица коэффициентов чувствительности $k_{\text{эфф}}$ к нейтронным сечениям и параметрам; \hat{E} – единичная матрица размерности количества сечений и параметров.

ПРОВЕРКА СОГЛАСОВАННОСТИ БЕНЧМАРКОВ С ВЫСОКООБОГАЩЕННЫМ УРАНОМ

Критические эксперименты, взятые для анализа, представляют собой водные растворы высокообогащенного урана в цилиндрической геометрии с водяным отражателем. Топливо нескольких серий экспериментов содержит также примеси гадолиния – в этих экспериментах исследовалось влияние поглотителя на критичность. В таблице 1 приведены краткие характеристики этих критических систем и результаты расчетов по программе MMKKE0 [9] с использованием констант БНАБ-93 [10]. Статистическая погрешность расчетов не превышает 0.09%. Значения $k_{\text{эфф}}$ бенчмарк-экспериментов равно единице с погрешностью, приведенной в табл. 2.

Для указанных экспериментов были рассчитаны матрицы коэффициентов чувствительности $k_{\text{эфф}}$ к сечениям и корреляционная матрица погрешностей результатов экспериментов (табл. 2).

На первом этапе анализа была выполнена попытка согласовать расчетные и экспериментальные данные методом наименьших квадратов (проводить процедуру корректировки констант), описанном в [5]. Для оценки согласованности использовался критерий χ^2 , значение которого после корректировки оказалось равным 3.52 ± 0.43 , что говорит о том, что между экспериментальными и расчетными данными все еще остаются значительные противоречия. Расхождения между результатами расчетов и бенчмарк $k_{\text{эфф}}$ на исходных константах и константах, «поправленных» с учетом интегральных экспериментов, показаны на рис. 1. Из ри-

Таблица 1

Характеристики экспериментов

Идентификатор	Диаметр бака, см	Концентрация топлива, г/л	Концентрация гадолиния, г/л	^{235}U , %	Результаты расчета
HST03501	110	37.51	0	89.08	0.9995
HST01402	40.00	68.1	0.1	89.04	1.0114
HST01603	40.01	144.2	0.525	89.04	1.0287
HST01705	24.83	192.0	0.497	89.04	1.0082
HST01702	40.02	202.4	0	89.04	0.9840
HST01703	40.03	202.4	0	89.04	0.9825
HST01812	40.04	279.6	1.943	89.04	1.0228
HST01807	24.84	283.3	0.977	89.04	1.0116
HST02817	40.07	286.0	0	89.08	0.9980
HST01804	24.84	291.3	0.497	89.04	1.0018
HST01901	24.8	447.3	0	89.04	1.0045

Таблица 2

Корреляционная матрица погрешностей результатов экспериментов

	Погрешность, %	014-02	016-03	028-17	017-02	017-03	018-12	019-01	017-05	018-04	018-07	035-01
014-02	0.50	1.00										
016-03	0.74	0.02	1.00									
028-17	0.65	0.08	0.05	1.00								
017-02	0.38	0.05	0.03	0.20	1.00							
017-03	0.34	0.04	0.03	0.17	0.19	1.00						
018-12	0.59	0.02	0.02	0.06	0.04	0.03	1.00					
019-01	0.31	0.01	0.01	0.07	0.02	0.02	0.01	1.00				
017-05	0.52	0.01	0.01	0.01	0.01	0.01	0.01	0.15	1.00			
018-04	0.36	0.01	0.01	0.03	0.01	0.01	0.01	0.22	0.90	1.00		
018-07	0.51	0.01	0.01	0.02	0.01	0.01	0.01	0.16	0.10	0.14	1.00	
035-01	0.28	0.02	0.02	0.12	0.02	0.02	0.03	0.03	0.02	0.03	0.03	1.00

сунка видно, что после корректировки (вариант *B*) расчетно-экспериментальные расхождения ряда экспериментов превышают оцененные погрешности и для того, чтобы разрешить это противоречие, экспериментам необходимо либо приписать дополнительную погрешность, либо провести их переоценку. Обращает на себя внимание тот факт, что снижение исходного расхождения 2.28% в сборке HEU-SOL-THERM-018-12 неизбежно ведет к увеличению изначальных расхождений 0.18 и 1.16% в сборках HEU-SOL-THERM-018-04 и HEU-SOL-THERM-018-07, так как эти сборки из одной серии с близкими концентрациями и имеют близкие коэффициенты чувствительности. Все это и является причиной неудовлетворительного согласия критерия χ^2 .

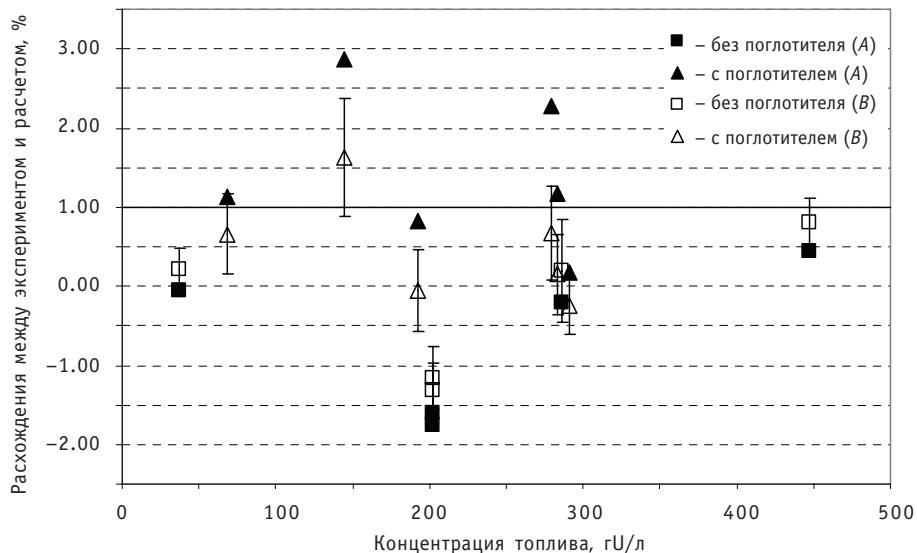


Рис. 1. Расхождения между результатами расчетов и бенчмарком $k_{\text{эфф}}$ экспериментов (A – на исходных, B – на откорректированных константах)

Для поиска возможных источников противоречий в экспериментах и способов их устранения был применен метод неопределенных множителей Лагранжа.

ИСХОДНЫЕ ДАННЫЕ ДЛЯ РАСЧЕТОВ МЕТОДОМ НЕОПРЕДЕЛЕННЫХ МНОЖИТЕЛЕЙ ЛАГРАНЖА

Как уже было отмечено, исходными данными для корректировки методом неопределенных множителей Лагранжа являются

- \hat{H}, \hat{Q} – матрицы коэффициентов чувствительности $k_{\text{эфф}}$ к нейтронным сечениям и параметрам экспериментов (размерам, концентрациям и т.п.) соответственно;

- \hat{W}, \hat{V} – ковариационные матрицы нейтронных сечений и параметров экспериментов соответственно;

- $\vec{\Delta k}$ – вектор-столбец расчетно-экспериментальных расхождений $k_{\text{эфф}}$ выбранных бенчмарков.

В таблице 3 приведены компоненты полной погрешности бенчмарка $k_{\text{эфф}}$ рассматриваемых критических систем – все эти компоненты были включены в корректировку. Изотопы и корректируемые для них сечения показаны в табл. 4. В таблице 3 приняты следующие обозначения:

- k_e – погрешность в $k_{\text{эфф}}$, обусловленная неточностью знания обогащения;
- Δk_u – погрешность в $k_{\text{эфф}}$, обусловленная неточностью знания концентрации урана;
- Δk_{sol} – погрешность в $k_{\text{эфф}}$, обусловленная неточностью знания плотности раствора;
- Δk_{acid} – погрешность в $k_{\text{эфф}}$, обусловленная неточностью знания концентрации свободных ионов азотной кислоты в растворе;
- Δk_{imp} – погрешность в $k_{\text{эфф}}$, обусловленная неточностью знания концентрации примесей в растворе;
- Δk_h – погрешность в $k_{\text{эфф}}$, обусловленная неточностью знания высоты раствора;
- Δk_r – погрешность в $k_{\text{эфф}}$, обусловленная неточностью знания радиуса бака;

Таблица 3

Компоненты полной погрешности бенчмарка $k_{\text{эфф}}$, %

Номер эксперимента	Δk_e	Δk_u	Δk_{sol}	Δk_{acid}	Δk_{imp}	Δk_h	Δk_r	Δk_{th}	Δk_{gd}
014-02	0.06	0.11	0.03	0.02	0.01	0.10	0.07	—	0.47
016-03	0.06	0.12	0.04	0.04	0.01	0.06	0.06	—	0.72
028-17	0.02	0.12	0.07	0.02	0.42	0.29	0.36	0.13	н/п
017-02	0.02	0.05	0.08	0.08	0.03	0.34	0.12	—	н/п
017-03	0.02	0.03	0.07	0.08	0.03	0.31	0.09	—	н/п
018-12	0.07	0.14	0.03	0.04	0.02	0.02	0.05	—	0.56
019-01	0.01	0.17	0.07	0.14	0.07	0.11	0.15	—	н/п
017-05	0.05	0.08	0.04	0.05	0.02	0.01	0.16	—	0.48
018-04	0.03	0.01	0.06	0.09	0.03	0.06	0.15	—	0.31
018-07	0.05	0.06	0.04	0.07	0.02	0.00	0.16	—	0.47
035-01	0.06	0.16	0.02	0.01	0.05	0.08	0.17	0.10	н/п

н/п – не применимо к данному эксперименту;

«–» – значение параметра отсутствует в оценке

Таблица 4

Нейтронные сечения, включенные в корректировку

Изотоп/реакция	^{235}U	^{238}U	H	O	N	Fe	Cr	Ni
(N, Cap)	x	x	x	—	x	x	x	x
(N, F)	x	x	—	—	—	—	—	—
(N, N)	x	x	x	x	—	x	x	x
(N, N')	x	x	—	—	—	x	x	x
Nu	x	x	—	—	—	—	—	—

- Δk_{th} – погрешность в $k_{\text{эфф}}$, обусловленная неточностью знания толщины стен бака;

- Δk_{gd} – погрешность в $k_{\text{эфф}}$, обусловленная неточностью знания концентрации поглотителя в растворе.

Коэффициенты чувствительности $k_{\text{эфф}}$ к сечениям \hat{H} и отдельным параметрам \hat{Q} рассчитывались с помощью программного комплекса СКАЛА [11] на основании теории возмущений первого порядка. В расчетах были задействованы цепочки программ TWODANT и SENS-SN [12]. Расчеты проводились для 30-групповой энергетической структуры в P_5 -приближении для анизотропии рассеяния. Коэффициенты чувствительности \hat{Q} $k_{\text{эфф}}$ к геометрическим параметрам вычислялись путем прямого варьирования соответствующего параметра.

При составлении ковариационной матрицы \hat{V} погрешностей параметров экспериментов были приняты следующие предположения:

- корреляция по обогащению между всеми экспериментами принята равной единице;

- коррелирующими на 100% приняты погрешности параметров растворов (концентрация, плотность, концентрация ионов азотной кислоты), в которых концентрация топлива одинакова, в противном случае корреляция принята равной нулю;

- корреляция погрешностей примесей принята равной единице между экспериментами, выполненными в один и тот же период, и 0.5 – для экспериментов, выполненных в разный период времени;
- по погрешности высоты раствора эксперименты приняты некоррелирующими;
- по погрешности радиуса и толщины стен бака корреляция принята равной единице для экспериментов, выполненных в одном и том же баке, и нулю – для экспериментов, выполненных в разных баках;
- корреляция погрешностей концентрации поглотителя в растворе принята равной единице для экспериментов с одинаковой концентрацией гадолиния и нулю – с разной концентрацией гадолиния.

Ковариационная матрица \hat{W} погрешностей сечений БНАБ-93, включенных в корректировку, была взята из библиотеки ковариационных матриц МАКОВКА (Матрицы КОВариаций КонстАнт) [11], входящей в состав программного комплекса СКАЛА. Данные о ковариациях в последней представлены для 30-групповой энергетической структуры.

РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТОВ

Метод неопределенных множителей Лагранжа, как и ожидалось, позволил найти такие поправки к сечениям и параметрам экспериментов, учет которых позволяет устраниТЬ все расхождения между расчетными и бенчмарк $k_{\text{эфф}}$, которые наблюдаются изначально, при этом найденные поправки к параметрам в подавляющем большинстве не превышают стандартного отклонения. Исключением являются сборки HEU-SOL-THERM-017-02, -03 и HEU-SOL-THERM-019-01. В них для устранения имеющихся расхождений потребовалось изменять более, чем на одно стандартное отклонение значения плотности раствора, концентрации свободных ионов азотной кислоты и высоты раствора. Как показывает табл. 1, именно в этих трех сборках, относящихся к группе экспериментов с топливом без поглотителя, наблюдалось максимальное расхождение между расчетными и бенчмарк $k_{\text{эфф}}$ (-1.63, -1.78 и 0.45% соответственно), и именно за счет отмеченных параметров корректировка «смогла» убрать имеющиеся в них расхождения. Все остальные параметры были изменены незначительно, и в совокупности с вкладами от «найденных» корректировкой поправок к сечениям позволяют устраниТЬ расхождения. В таблице 5 приведены смещения в $k_{\text{эфф}}$ для каждого эксперимента, полученные после корректировки за счет найденных поправок сечений и параметров, а на рис. 2 (поправки к основным параметрам, за счет которых происходит устранение расхождений) и 3 (поправки к параметрам, которые не влияют на смещение $k_{\text{эфф}}$) для качественной оценки приведены найденные поправки к параметрам.

Отдельно необходимо отметить сборки, относящиеся к группе экспериментов с поглотителем. В них исходное расхождение полностью убирается за счет найденных поправок к сечениям гадолиния (7% при принятой погрешности в 2.6% в тепловой области) и к концентрациям гадолиния в растворе (см. табл. 5). При этом лишь в сборке HEU-SOL-THERM-016-03 с максимальным расхождением 2.87% концентрация гадолиния меняется на два стандартных отклонения (на 8.4% при погрешности 3.8%), а в остальных экспериментах смещения не превышают двух стандартных отклонений. Полученные изменения, не выходящие за два и более стандартных отклонения, в концентрации гадолиния и в других параметрах кажутся вполне правдоподобными. Таким образом, есть основание предполагать, что гадолиний в растворе был измерен некорректно, и если в оценке экспериментов принять «поправленные» корректировкой значения, то противоречивость этих

**Смещения в $K_{\text{эфф}}$ экспериментов HEU-SOL-THERM, полученные после корректировки, за счет
найденных поправок сечений и параметров (жирным шрифтом выделены сборки с гадолинием)**

Сборка/параметр	014-02	016-03	028-17	017-02	017-03	018-12	019-01	017-05	018-04	018-07	035-01
U235 (η, f)	-0.16	-0.18	-0.10	-0.10	-0.11	-0.21	-0.10	-0.16	-0.14	-0.17	-0.17
U235 (η, cap)	-0.01	-0.05	-0.10	-0.07	-0.07	-0.13	-0.17	-0.07	-0.11	-0.12	0.01
U235 пи	0.27	0.27	0.26	0.27	0.27	0.27	0.27	0.27	0.27	0.27	0.27
H (η, η)	0.10	0.09	0.14	0.16	0.15	0.07	0.14	0.10	0.12	0.10	0.09
O (η, N)	0.01	0.01	0.03	0.07	0.07	-0.01	-0.01	-0.05	-0.04	-0.06	0.04
Fe (η, η)	0.00	0.00	0.00	0.01	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.01
Gd (η, cap)	-0.67	-1.34	0.00	0.00	0.00	-1.60	0.00	-0.99	-0.63	-1.09	0.00
Обогащение	-0.01	-0.02	0.00	0.00	-0.01	-0.02	0.00	-0.01	-0.01	-0.01	-0.02
Концентрация Урана	-0.05	-0.07	0.00	0.04	0.04	-0.06	-0.01	-0.08	0.08	0.00	-0.07
Плотность раствора	0.00	-0.01	-0.02	0.16	0.13	0.00	-0.06	-0.02	0.04	0.00	-0.01
N03	0.00	0.00	0.00	0.13	0.10	0.00	-0.26	-0.01	0.08	0.00	0.00
Примеси	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00
Высота раствора	-0.03	-0.01	-0.19	0.86	1.10	0.00	-0.13	0.00	0.03	0.00	-0.01
Радиус бака	0.04	0.04	0.23	0.08	0.06	0.03	-0.11	-0.12	-0.10	-0.11	-0.06
Толщина стен бака	0.00	0.00	-0.04	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	-0.02
Концентрация Gd	-0.63	-1.59	0.00	0.00	0.00	-0.61	0.00	0.32	0.24	0.03	0.00
За счет сечений	-0.46	-1.21	0.23	0.33	0.32	-1.61	0.12	-0.90	-0.53	-1.07	0.24
За счет параметров	-0.68	-1.66	-0.03	1.27	1.43	-0.67	-0.57	0.08	0.35	-0.09	-0.19
Суммарная	-1.14	-2.87	0.20	1.60	1.75	-2.28	-0.45	-0.82	-0.18	-1.16	0.05
Расхождение до корректировки	1.14	2.87	-0.20	-1.60	-1.75	2.28	0.45	0.82	0.18	1.16	-0.05

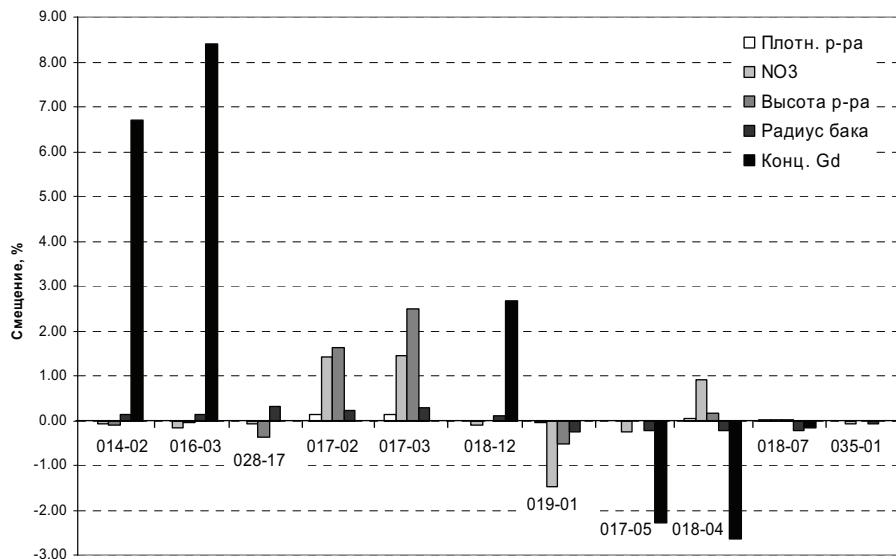


Рис. 2. Найденные после корректировки поправки к основным параметрам экспериментов, за счет которых происходит устранение расхождений

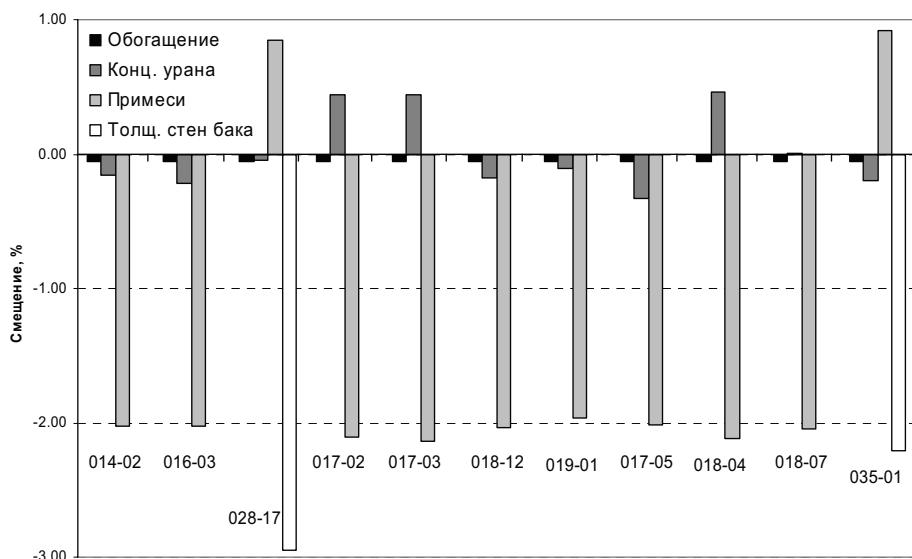


Рис. 3. Найденные после корректировки поправки к параметрам экспериментов, не влияющих на смещение $k_{\text{эфф}}$

экспериментов будет устранена. В приложении приведены численные значения полученных поправок к параметрам экспериментов.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В работе проведен анализ одиннадцати сборок с водными растворами высокообогащенного урана с примесями гадолиния с водяным отражателем, выполненных в 1960-х и 1980-х гг. на критстенде в Физико-энергетическом институте. Для указанных сборок были составлены ковариационные матрицы погрешностей результатов на основании информации об условиях их выполнения, описанных в международном справочнике ICSBEP Handbook, и насчитаны коэффициенты чувствительности $k_{\text{эфф}}$ к сечениям и условиям экспериментов (размерам, концентрациям).

Корректность оценки погрешностей экспериментов оценивалась с помощью метода наименьших квадратов, однако критерий согласия χ^2 оказался равным 3.52 ± 0.43 , что говорит о несогласованности исходных данных экспериментов. Для разрешения противоречий требовалось либо вводить дополнительную погрешность, либо проводить переоценку имеющихся в описаниях сборок погрешностей. Для поиска возможных источников противоречий в экспериментах и способов их устранения был применен метод неопределенных множителей Лагранжа. В результате были получены поправки к значениям параметров (размерам и концентрациям) экспериментов, учет которых в совокупности с «поправленными» в результате выполненных расчетов сечениями позволяет полностью убрать имеющиеся расхождения между расчетными и бенчмарк $k_{\text{эфф}}$. Полученные поправки не превышают двух стандартных отклонений, что позволяет утверждать о возможной неточности в указанных экспериментаторами значениях исходных данных. Особенно ярко этот факт показан в сборках с гадолиниевым поглотителем: изменение лишь концентрации поглотителя и учет «поправленных» сечений позволяют полностью «убрать» имеющиеся расхождения, при этом все другие параметры меняются незначительно и не ведут к сколь-нибудь значимому смещению в $k_{\text{эфф}}$.

Таким образом, прежде чем отбрасывать на первый взгляд противоречивые эксперименты, имеет смысл провести корректировку описанным в работе методом, и в случае получения разумных поправок к значениям их параметров эксперименты можно использовать для анализа с учетом найденных поправок. Экспериментаторам следует более ответственно подходить к измерению условий экспериментов, а исследователям – уделять большее внимание корректности оценок представленных экспериментаторами данных. В целом метод неопределенных множителей Лагранжа показал свою работоспособность и может быть использован как дополнительный инструмент в случае, когда стандартный метод наименьших квадратов оказывается «бессилен».

ПРИЛОЖЕНИЕ

Поправка к значению обогащения (89.04wt.%) равна -0.05% во всех экспериментах, что составляет в абсолюте -0.05% от концентрации изотопа ^{235}U . Погрешность обогащения 0.19% .

Таблица П1

Поправки к концентрации урана экспериментов HEU-SOL-THERM

Номер эксперимента	Концентрация, г/л	Погрешность δ , %	Смещение Δ , %	Смещение, г/л	Δ/δ
014-02	68.1	0.44	-0.16	-0.11	-0.36
016-03	144.2	0.49	-0.22	-0.32	-0.46
028-17	286	0.49	-0.04	-0.12	-0.09
017-02	202.4	0.49	0.44	0.89	0.89
017-03	202.4	0.49	0.44	0.90	0.90
018-12	279.6	0.50	-0.18	-0.49	-0.35
019-01	447.3	0.49	-0.11	-0.50	-0.23
017-05	192	0.52	-0.33	-0.63	-0.63
018-04	291.3	0.51	0.46	1.34	0.89
018-07	283.3	0.49	0.01	0.02	0.02
035-01	37.51	0.53	-0.20	-0.08	-0.38

Таблица П2

**Поправки к плотности раствора экспериментов
HEU-SOL-THERM**

Номер эксперимента	Плотность, г/см ³	Погрешность δ, %	Смещение Δ, %	Смещение, г/см ³	Δ/δ
014-02	1.091	0.09	-0.01	0.00	-0.11
016-03	1.196	0.08	-0.01	0.00	-0.15
028-17	1.408	0.07	-0.01	0.00	-0.20
017-02	1.272	0.08	0.13	0.00	1.64
017-03	1.272	0.08	0.13	0.00	1.64
018-12	1.387	0.07	-0.01	0.00	-0.08
019-01	1.612	0.06	-0.05	0.00	-0.81
017-05	1.26	0.08	-0.02	0.00	-0.29
018-04	1.394	0.07	0.04	0.00	0.60
018-07	1.39	0.07	0.00	0.00	0.01
035-01	1.055	0.09	-0.01	0.00	-0.11

Таблица П3

**Поправки к концентрации ионов азотной кислоты
экспериментов HEU-SOL-THERM**

Номер эксперимента	Концентрация, моль/л	Погрешность δ, %	Смещение Δ, %	Смещение, моль/л	Δ/δ
014-02	0.68	1.47	-0.08	0.00	-0.06
016-03	1.46	1.37	-0.17	0.00	-0.12
028-17	0.63	0.95	-0.06	0.00	-0.07
017-02	2.03	0.99	1.43	0.03	1.45
017-03	2.03	0.99	1.43	0.03	1.46
018-12	2.83	1.06	-0.10	0.00	-0.10
019-01	4.35	0.92	-1.49	-0.06	-1.62
017-05	1.94	1.03	-0.25	0.00	-0.24
018-04	2.95	1.02	0.91	0.03	0.90
018-07	2.91	1.03	0.01	0.00	0.01
035-01	0.19	1.05	-0.07	0.00	-0.07

Таблица П4

**Поправки к концентрации примесей экспериментов
HEU-SOL-THERM**

Номер эксперимента	Концентрация, ppm	Погрешность δ, %	Смещение Δ, %	Смещение, моль/л	Δ/δ
014-02	5500	22.88	-2.03	-111.48	-0.09
016-03	5500	22.88	-2.03	-111.47	-0.09
028-17	5500	22.88	0.85	46.75	0.04
017-02	5500	22.88	-2.11	-115.91	-0.09
017-03	5500	22.88	-2.14	-117.73	-0.09
018-12	5500	22.88	-2.04	-111.95	-0.09
019-01	5500	22.88	-1.97	-108.21	-0.09
017-05	5500	22.88	-2.01	-110.71	-0.09
018-04	5500	22.88	-2.12	-116.41	-0.09
018-07	5500	22.88	-2.05	-112.56	-0.09
035-01	5500	22.88	0.92	50.43	0.04

Таблица П5

**Поправки к значениям высоты раствора
экспериментов HEU-SOL-THERM**

Номер эксперимента	Высота, см	Погрешность δ , %	Смещение Δ , %	Смещение, см	Δ/δ
014-02	27.4	0.36	-0.10	-0.03	-0.28
016-03	33	0.30	-0.06	-0.02	-0.19
028-17	13.7981	0.58	-0.38	-0.05	-0.65
017-02	15.6	0.64	1.62	0.25	2.53
017-03	14.3	0.70	2.48	0.35	3.54
018-12	48.8	0.20	-0.01	0.00	-0.04
019-01	22.6	0.44	-0.51	-0.12	-1.15
017-05	64.2	0.16	-0.01	-0.01	-0.05
018-04	32.9	0.30	0.17	0.06	0.56
018-07	83.2	0.12	0.00	0.00	0.00
035-01	20.3439	0.15	-0.02	-0.01	-0.17

Таблица П6

**Поправки к значениям радиуса бака
экспериментов HEU-SOL-THERM**

Номер эксперимента	Радиус, см	Погрешность δ , %	Смещение Δ , %	Смещение, см	Δ/δ
014-02	20	0.23	0.15	0.03	0.65
016-03	20.005	0.20	0.13	0.03	0.65
028-17	20.035	0.50	0.32	0.06	0.64
017-02	20.01	0.35	0.23	0.05	0.67
017-03	20.015	0.40	0.27	0.05	0.67
018-12	20.02	0.17	0.11	0.02	0.65
019-01	12.4	0.32	-0.24	-0.03	-0.74
017-05	12.415	0.32	-0.23	-0.03	-0.73
018-04	12.42	0.32	-0.22	-0.03	-0.68
018-07	12.42	0.32	-0.23	-0.03	-0.71
035-01	55	0.18	-0.07	-0.04	-0.38

Таблица П7

**Поправки к значениям толщины станок бака
экспериментов HEU-SOL-THERM**

Номер эксперимента	Толщина, см	Погрешность δ , %	Смещение Δ , %	Смещение, см	Δ/δ
028-17	0.3	10	-2.95	-0.01	-0.29
035-01	0.6	10	-2.21	-0.01	-0.22

Таблица П8

**Поправки к значениям концентрации гадолиния
экспериментов HEU-SOL-THERM**

Номер эксперимента	Концентрация, г/л	Погрешность δ , %	Смещение Δ , %	Смещение, г/л	Δ/δ
014-02	0.1	5.00	6.70	0.01	1.34
016-03	0.525	3.81	8.39	0.04	2.20
018-12	1.943	2.47	2.67	0.05	1.08
017-05	0.497	3.42	-2.27	-0.01	-0.66
018-04	0.497	3.42	-2.64	-0.01	-0.77
018-07	0.977	3.07	-0.17	0.00	-0.06

Литература

1. Абагян Л.П., Базазянц Н.О., Николаев М.Н., Цибуля А.М. Справочник. Групповые константы для расчета реакторов и защиты. – М.: Энергоиздат, 1981.
2. Усачев Л.Н., Бобков Ю.Г. Последовательное планирование интегральных экспериментов и эффективный метод подгонки констант с учетом коррекции погрешностей совокупности микроскопических измерений/Сб. «Ядерные константы». – Вып. 10. – М.: Атомиздат, 1972.
3. Ванькова А.А., Воропаев А.И. Корректировка групповых констант по результатам экспериментов на критических сборках БФС//Атомная энергия. – 1975. – Т. 39. – Вып. 1. – С.51.
4. Иванова Т.Т., Мантуров Г.Н., Николаев М.Н., Раскач К.Ф., Рожихин Е.В., Цибуля А.М. Оценка погрешности расчетного предсказания критичности для систем с высокообогащенным ураном с использованием данных международного справочника по критическим экспериментам/Сб. докладов Международной конференции по ядерной безопасности (ICNC03) (Токай-Мура, Япония, 20-24 октября 2003 г.). – С. 283-288.
5. Иванова Т.Т. Оценка погрешности расчетного предсказания критических параметров размножающих систем с высокообогащенным ураном: дисс. ... канд. физ.-мат. наук. – Обнинск, ФЭИ, 2004.
6. Головко Ю.Е., Иванова Т.Т., Николаев М.Н., Рожихин Е.В., Цибуля А.М. Согласованный набор критических экспериментов для верификации нейтронных констант урана-235//Вопросы атомной науки и техники. Серия: Ядерные константы. – 2007. – Вып. 1-2. – С.110-125.
7. International Handbook of Evaluated Criticality Safety Benchmark Experiments, NEA/NSC/DOC(95)3 (September 2010 Edition).
8. Николаев М.Н., Рязанов Б.Г. О коррекции сечений по данным интегральных экспериментов// Вопросы атомной науки и техники. Серия: Ядерные константы. – 1974. – Вып. 17. – С. 21.
9. Блысакова А.А. и др. Программный комплекс CONSYST//ММККЕНО для расчета ядерных реакторов методом Монте-Карло в многогрупповом приближении с индикаторами рассеяния в Рп-приближении/Препринт ФЭИ-2887. – Обнинск: ГНЦ РФ-ФЭИ, 2001.
10. Мантуров Г.Н., Николаев М.Н., Цибуля А.М. Система групповых констант БНАБ-93. Рекомендованные справочные данные. – М.: ЦНИИАтоминформ. 1995.
11. Жердев Г.М. Система программ расчета параметров ядерной и радиационной безопасности внеreakторного топливного цикла/Дисс. на соиск. степени к.ф.-м.н., Обнинск, ФЭИ, 2009.
12. Раскач К.Ф. Комплекс программ КАРНАВАЛ для расчета коэффициентов чувствительности $K_{\phi\phi}$ идробно-линейных функционалов потока к нейтронным данным на основе решения кинетического уравнения/Препринт ФЭИ-3014. – Обнинск: ГНЦ РФ-ФЭИ, 2004.

Поступила в редакцию 26.04.2012

НЕКОТОРЫЕ МАКРОХАРАКТЕРИСТИКИ АКТИВНЫХ ЗОН БЫСТРЫХ РЕАКТОРОВ СРЕДНЕЙ МОЩНОСТИ

Г.Л. Хорасанов, А.И. Блохин

ГНЦ РФ-Физико-энергетический институт им. А.И. Лейпунского, г. Обнинск



Для российских реакторов средней мощности БН-600, БРЕСТ-300 и РБЕЦ-340 (РБЕЦ-М) на основе рассчитанных по MCNP5 нейтронных спектров определены такие параметры активных зон, как средняя энергия нейтронов, одногрупповые сечения радиационного захвата нейтронов ураном-238 и сечения деления америция-241. Для реактора РБЕЦ-340 эти параметры рассчитаны как для случая применения штатного свинцово-висмутового теплоносителя, так и для варианта с мало поглощающим и слабо замедляющим нейтроны теплоносителем на основе изотопа свинца-208, рассмотренного по инициативе авторов статьи.

Ключевые слова: быстрые реакторы БН-600, БРЕСТ-300, РБЕЦ-340, средние энергии нейтронных спектров, теплоносители, теплоноситель из свинца-208, одногрупповые сечения деления и радиационного захвата, уран-238, америций-241.

Key words: BN-600, BREST-300, RBEC-340 fast reactors, average energy of neutron core reactor spectra, coolants, coolant from lead-208, one-group fission and radiative capture cross-sections, uranium-238, americium-241.

ВВЕДЕНИЕ

В последнее время в литературе широко обсуждаются нейтронно-физические характеристики ряда легких и тяжелых металлов и сплавов: натрия, свинца-висмута, свинца и других, расплавы которых могут служить для съема тепла в энергонапряженных ядерно-энергетических установках (ЯЭУ), в том числе быстрых реакторах (БР) и ускорительно-управляемых системах (УУС) [1–4]. Одним из важных параметров, по которым можно сравнивать уже реализованные или предлагаемые реакторы, является величина средней энергии нейтронов, которая наряду с другими характеристиками активной зоны определяется также замедлением нейтронов в теплоносителе. Теплоноситель, приводящий к ужесточению нейтронного спектра, может в определенной степени влиять на величины одногрупповых сечений деления младших актинидов, добавляемых в малых количествах к основному топливу. Наконец, одногрупповые сечения захвата нейтронов ураном-238, которые характеризуют воспроизведение топлива, также в определенной степени определяются свойствами теплоносителя. В статье под одногрупповыми сечениями радиационного захвата нейтронов и деления, $\langle\sigma(n, \gamma)\rangle$ и $\langle\sigma(n, f)\rangle$, понимаются

© Г.Л. Хорасанов, А.И. Блохин, 2012

соответствующие микроскопические сечения захвата и деления, усредненные по нейтронному спектру. Величины этих одногрупповых сечений могут быть использованы для характеристики реактора с точки зрения воспроизводства топлива и трансмутации радиотоксичных нуклидов.

В статье в качестве теплоносителей БР рассматриваются натрий ^{23}Na , свинец природного состава (52.3% ^{208}Pb , 22.6% ^{207}Pb , 23.6% ^{206}Pb , 1.5% ^{204}Pb), эвтектическая смесь природного свинца (45%) и висмута (55%) и свинец, обогащенный до 100% изотопом ^{208}Pb . Последний характеризуется малыми, в два-три раза меньшими по сравнению с природным свинцом и свинцом-висмутом, величинами микроскопического сечения захвата в спектре быстрых нейtronов, $E_n > 50$ кэВ, а при промежуточных энергиях нейtronов, $E_n < 50$ кэВ, разница в величинах микроскопических сечений составляет несколько порядков. Это дает основания отнести свинец-208 к теплоносителю с малым поглощением нейtronов, т.е. с новыми потребительскими свойствами для перспективных БР и УУС.

МЕТОД РАСЧЕТА

Решалась задача нахождения спектров нейtronов в АЗ реакторов БН-600 [5], БРЕСТ-300 [6] и РБЕЦ-340 [7] и по полученным спектрам рассчитывались средние энергии нейtronов и одногрупповые сечения радиационного захвата нейtronов ураном-238 и деления америция-241 в нейтронном спектре АЗ реакторов.

Спектры нейtronов рассчитывались по программе MCNP5 [8] с использованием исходных данных рассматриваемых реакторов. При замене штатного свинцово-висмутового теплоносителя реактора РБЕЦ-340 на теплоноситель из свинца-208 все исходные данные, кроме топливной загрузки, оставались неизменными. Для выхода на критический режим, $K_{\text{эфф}} = 1.01$, обогащение плутонием в уран-плутониевом нитридном топливе было уменьшено со штатных 13,7 до 13,0% [9, 10]. Поправки на разные температуры теплоносителей на данном этапе расчетов не вносились.

По полученным нейтронным спектрам находились усредненные по спектрам одногрупповые сечения захвата и деления для выбранного изотопа. Микроскопические сечения захвата нейtronов и деления, заимствованные из оцененных файлов библиотеки ENDF/B-VII.0, представлены в формате 28-групповой системы БНАБ [11].

РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТОВ И ИХ ОБСУЖДЕНИЕ

Средняя энергия нейtronов активной зоны

Результаты выполненных расчетов приведены в табл. 1, в которой представлены средние энергии нейtronов и одногрупповые сечения захвата нейtronов ураном-238 и деления америция-241. В качестве топлива реакторов БРЕСТ-300 и РБЕЦ-340 рассматривается смесь мононитридов обедненного урана и энергетического плутония, полученного в результате регенерации топлива, выгруженного в реакторах ВВЭР и выдержанного после этого в течение ~20-ти лет. В реакторе БН-600 используется оксидное урановое топливо высокого обогащения. Активная зона всех рассматриваемых реакторов является трехзонной и состоит из зон малого (ЗМО), среднего (ЗСО) и большого (ЗБО) обогащения. Приведенные в табл. 1 величины энергии нейtronов усреднены по указанным трем зонам.

Из таблицы следует, что наибольшей средней энергией обладают нейтроны реактора БН-600 (0.4698 МэВ), наименьшей – нейтроны реактора БРЕСТ-300 (0.4137 МэВ). В реакторе РБЕЦ-340 замена свинцово-висмутового теплоносителя на свинцовый со 100%-ным обогащением по свинцу-208 приводит к увеличению

Таблица 1

Энергии нейтронов, одногрупповые сечения захвата нейтронов ураном-238 и деления америция-241, усредненные по нейтронному спектру подзон ЗМО, ЗСО и ЗБО активных зон реакторов

Реактор	Теплоноситель	Средняя энергия нейтронов в А3, МэВ	Одногрупповые сечения захвата нейтронов ядром U-238, барн	Предполагаемый КВА	Одногрупповые сечения деления ядра Am-241, барн
БН-600	Na-23	0.4698	0.2965	0.96	0.2937
БРЕСТ-300	Pb-nat	0.4137	0.3089	1.00	0.2708
РБЕЦ-340	Pb-Bi	0.4169	0.1886	0.61	0.2745
РБЕЦ-340	Pb-208	0.4362	0.1874	0.61	0.2935

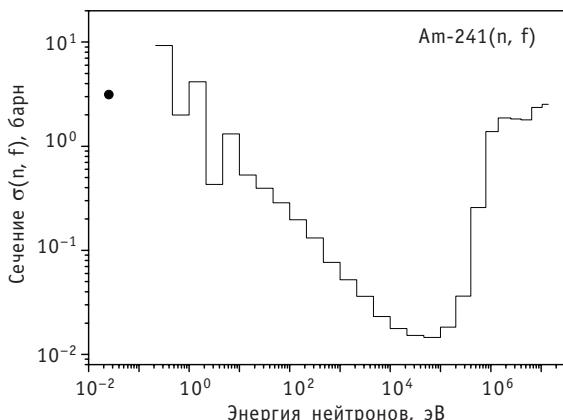


Рис. 1. Оцененные данные из библиотеки ENDF/B-VII.0 по микроскопическим сечениям деления америция-241, представленные в 28-групповом энергетическом разбиении БНАБ-93

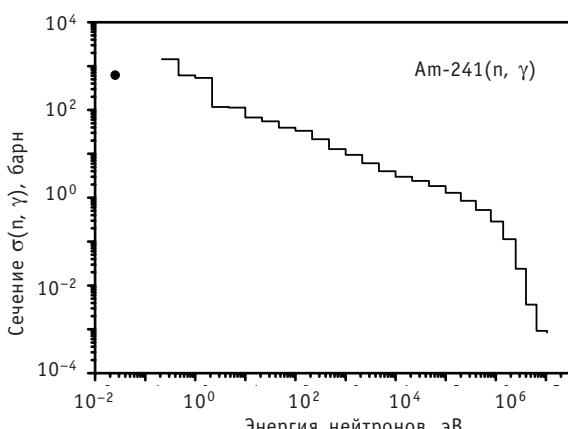


Рис. 2. Оцененные данные из библиотеки ENDF/B-VII.0 по микроскопическим сечениям радиационного захвата нейтрона америцием-241, представленные в 28-групповом энергетическом разбиении БНАБ-93

энергии нейтронов на 4.6%, до величины 0.4362 МэВ, усредненной по ЗМО, ЗСО и ЗБО.

Одногрупповые сечения деления ядра Am-241

На рисунке 1 представлены в БНАБ-формате разбиения по энергетическим группам микроскопические сечения деления долгоживущего радиотоксичного изотопа Am-241. Сечения заимствованы из библиотеки ENDF/B-VII.0.

Видно, что сечения деления америция-241 растут при энергиях нейтронов выше 0.1 МэВ и достигают величины примерно двух барн при энергии нейтронов $E_n \geq 1$ МэВ. Такие же величины сечений деления могут достигаться при низких энергиях нейтронов, однако в этих областях энергий чрезвычайно велики сечения захвата нейтронов (рис. 2), т.е. только жесткий спектр нейтронов эффективен для выжигания америция-241 [13].

В таблице 1 приведены одногрупповые сечения деления америция-241 в исход-

ных нейтронных спектрах рассматриваемых реакторов. Видно, что они растут с возрастанием средней энергии нейтронов. В реакторе РБЕЦ-340 при увеличении энергии нейтронов на 4.6% сечение деления Am-241 возрастает в среднем по А3 на 6.9%.

Одногрупповые сечения захвата нейтронов ядром U-238

На рисунке 3 приведены микроскопические сечения захвата нейтронов ураном-238, который приводит в конечном счете к наработке плутония-239. Видно, что сечения растут с уменьшением энергии нейтронов, достигая максимума при энергиях нейтронов порядка 10 эВ. Спектры рассматриваемых быстрых реакторов содержат значительную долю нейтронов промежуточной энергии, до 20–25% нейтронов с энергией <50 кэВ [12]. Эта часть нейтронного спектра ответственна за относительно высокие

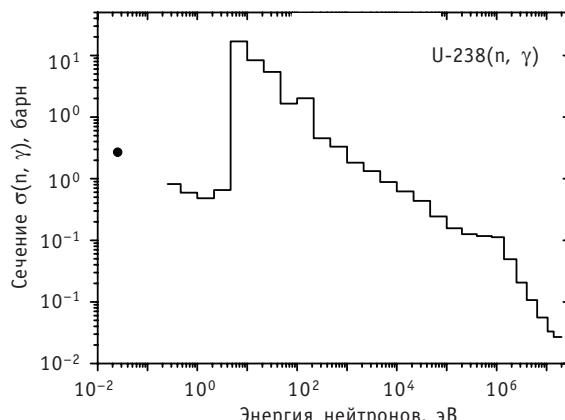


Рис. 3. Оцененные данные из библиотеки ENDF/B-VII.0 по микроскопическим сечениям радиационного захвата нейтрона изотопом уран-238 в диапазоне энергий нейтронов $10^{-2} - 2 \cdot 10^7$ эВ, представленные в 28-групповом энергетическом разбиении БНАБ-93

одногрупповые сечения захвата нейтронов ураном-238, которые для рассматриваемых реакторов составляют 0.2–0.3 барн (табл. 1). Наибольшая величина сечения, $\langle\sigma\rangle = 0.3089$ барн, получена для нейтронного спектра А3 реактора БРЕСТ-300. Как известно, коэффициент воспроизводства топлива в активной зоне этого реактора КВА~1. Поскольку КВА пропорционален одногрупповым сечениям захвата нейтронов ураном-238, в таблице приводятся предполагаемые КВА для остальных рассматриваемых реакторов.

Поскольку микроскопические сечения захвата нейтронов растут с уменьшением энергии нейтронов, то на периферии А3, в частности, боковых экранах, одногрупповые сечения захвата и, соответственно, коэффициент воспроизводства топлива КВ могут существенно возрасти. Расчеты показывают, что средняя энергия нейтронов в боковом экране свинцово-висмутового реактора РБЕЦ-340 падает до величины $E_{ср} = 0.2509$ МэВ, при которой величина одногруппового сечения захвата урана-238 возрастет до величины $\langle\sigma(n, \gamma)\rangle = 0.5567$ барн. При использовании свинца-208 в качестве теплоносителя этого реактора величина средней энергии нейтронов бокового экрана возрастает до величины $E_{ср} = 0.2662$ МэВ, тем не менее, одногрупповое сечение захвата нейтронов ураном-238 растет до величины $\langle\sigma(n, \gamma)\rangle = 0.5771$ барн, что связано с небольшим ростом доли нейтронов низкой энергии.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

1. Рассчитаны некоторые макрохарактеристики активных зон быстрых реакторов средней мощности БР-600, БРЕСТ-300 и РБЕЦ-340 на основе расчетных по MCNP5 нейтронных спектров. Получены величины средней энергии нейтронов в активных зонах, одногрупповые сечения захвата нейтронов ураном-238 и деления америция-241.

2. Выявлены преимущества использования теплоносителя на основе высокообогащенного свинца-208 в реакторе РБЕЦ-340, что позволяет отнести свинец-

208 к перспективному материалу, который может быть использован в качестве теплоносителя в реакторах на быстрых нейтронах следующего поколения.

3. Вопросы экономической приемлемости теплоносителя на основе обогащенного свинца-208 требуют специального исследования, однако высокий процент содержания этого изотопа в природном свинце (52,3%) и успехи лазерных и центрифужных методов обогащения стабильных изотопов свинца открывают реальные возможности получения такого материала в количествах, измеряемых сотнями тонн.

Работа выполнена при финансовой поддержке Российской фонда фундаментальных исследований (проект РФФИ №08-08-92201-ГФЕН_а) и Государственной корпорации по атомной энергии «Росатом».

Литература

1. Митенков Ф.М. Перспективы развития быстрых реакторов – размножителей//Атомная энергия. – 2002. – Т. 92. – Вып. 6. – С. 423-432.
2. Орлов В.В. Быстрые реакторы как основа крупномасштабной ядерной энергетики (По поводу статьи Ф.М. Митенкова «Перспективы развития быстрых реакторов-размножителей»)//Атомная энергия. – 2003. – Т. 94. – Вып. 3. – С. 240-249.
3. Багдасаров Ю.Е., Кузнецов И.А., Камаев А.А. Сравнения натрия и тяжелого теплоносителя как охлаждающей среды для быстрого реактора/Сборник докладов конференции «Тяжелые жидкотекущие теплоносители в ядерных технологиях». Т. 2. – Обнинск: ГНЦ РФ-ФЭИ, 1999. – С. 482-495.
4. Шмелев А.Н., Куликов Г.Г., Глебов В.Б. и др. Безопасность быстрого реактора-выжигателя долгоживущих актиноидов, извлеченных из радиоактивных отходов//Атомная энергия. – 1992. – Т. 73. – Вып. 6. – С. 450-454.
5. Васильев Б.А., Кузавков Н.Г., Мишин О.В. и. др. Опыт и перспективы модернизации активной зоны реактора БН-600//Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2011. – № 1. – С. 158-168.
6. Orlov V.V., Filin A.I., Tsikunov V.S., et al Tasks and Requirements for BREST-OD-300 Pilot and Demonstration Reactor Design/Proc. of the Conf. «Heavy Liquid Metal Coolants in Nuclear Technology». V. 2. – Obninsk: SSC RFIPPE, 1999. – P. 411-418.
7. Алексеев П.Н., Васильев А.В., Микитюк К.О., Субботин С.А., Фомиченко П.А., Щепетина Т.Д. Оптимизация концептуальных решений для свинцово-висмутового быстрого реактора РБЕЦ-М //Атомная энергия. – 2004. – Т. 97. – Вып. 2. – С. 115-125. <http://www.iaea.org/NuclearPower/SMR/crp125001/html/>.
8. MCNP – A General Monte Carlo N-Particle Transport Code, Version 5. X-5 Monte Carlo Team. Los Alamos National Laboratory Report LA-UR-03-1987 (April, 2003).
9. Khorasanov G.L., Korobeynikov V.V., Ivanov A.P., Blokhin A.I. Minimization of an initial fast reactor uranium-plutonium load by using enriched lead-208 as a coolant//Nuclear Engineering and Design. – 2009. – V. 239. – № 9. – P. 1703-1707.
10. Хорасанов Г.Л., Блохин А.И., Вальтер А.А. Новый теплоноситель из расплава свинца, обогащенного изотопом свинца-208, и возможность его получения из торий-содержащих руд и минералов для нужд атомной энергетики/Препринт ФЭИ-3204, 2011. – 24 с.
11. Мантуров Г.Н., Николаев М.Н., Цибуля А.М. Система групповых констант БНАБ-93. Часть 1. Ядерные константы для расчета нейтронных и фотонных полей излучения//Вопросы атомной науки и техники. Серия: Ядерные константы. – 1996. – Вып. 1. – С. 59-98.
12. Хорасанов Г.Л., Блохин А.И. Макроскопические сечения радиационного захвата нейтронов теплоносителем, ураном-238 и технецием-99 в активной зоне подкритического реактора, охлаждаемого природным и обогащенным свинцом//Перспективные материалы, 2010. – Специальный выпуск №8. – С. 361-365.
13. Хорасанов Г.Л., Блохин А.И. Одногрупповые сечения деления плутония и младших актинидов в спектрах быстрого реактора, охлаждаемого свинцом-208 и свинцом-висмутом//Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2011. – № 4.

Поступила в редакцию 8.02.2012

ОБОСНОВАНИЕ ЯДЕРНОЙ БЕЗОПАСНОСТИ УСТРОЙСТВА ЛОКАЛИЗАЦИИ РАСПЛАВА ДЛЯ АЭС С РЕАКТОРАМИ ТИПА ВВЭР

Н.В. Артамонов, А.С. Сидоров
ОАО «Атомэнергопроект», г. Москва



Приведены результаты расчетов обоснования ядерной безопасности устройств локализации расплава для различных АЭС. На основании анализа полученных результатов даются рекомендации по жертвенному материалу для перспективных устройств локализации расплава с точки зрения ядерной безопасности.

Ключевые слова: устройство локализации расплава, коэффициент размножения, ВВЭР, расчет, кориум, жертвенный материал.

Key words: melt locating device, multiplication factor, VVER, calculation, korium, sacrificial material.

Процесс протекания тяжелой запроектной аварии (ЗПА) может сопровождаться не только разрушением активной зоны и ее расплавлением, но и разрушением корпуса реактора. Момент разрушения корпуса реактора является специфически опасным из-за сильных термомеханических воздействий на оборудование и строительные конструкции, которые могут привести к нарушению целостности герметичной оболочки и выходу высокорадиоактивных продуктов деления в окружающую среду.

В проектах АЭС с ВВЭР для предотвращения развития тяжелой ЗПА на внекорпусной стадии аварии применяются устройства локализации расплава (УЛР). В настоящее время УЛР установлены на действующих первом и втором блоках АЭС «Таньвань» в Китае, на строящихся первом и втором блоках АЭС «Куданкулам» в Индии, на первом и втором блоках НВО АЭС-2 и на первом блоке ЛЕН АЭС-2, планируются к установке на 2 блоке ЛЕН АЭС-2 и на Балтийской АЭС.

В соответствии с различием проектов АЭС с ВВЭР [1–5] реализация разработанной концепции внекорпусной локализации расплава несколько отличается, но принцип размещения жертвенного материала (ЖМ) является общим для всех УЛР: ЖМ располагается внутри двойного корпуса, образуя крупноячеистую структуру, проницаемую для расплава кориума. На рисунке 1 представлен блок наполнителя с ЖМ, а на рис. 2 – размещение комплекта этих блоков в корпусе УЛР.

Основной особенностью ЖМ является необходимость удовлетворять широкому спектру требований по химическим, термодинамическим, теплофизическими, прочностным, термомеханическим, ядерным свойствам. Одним из главных химических свойств ЖМ должно быть его гарантированное взаимодействие с UO_2 . Со-

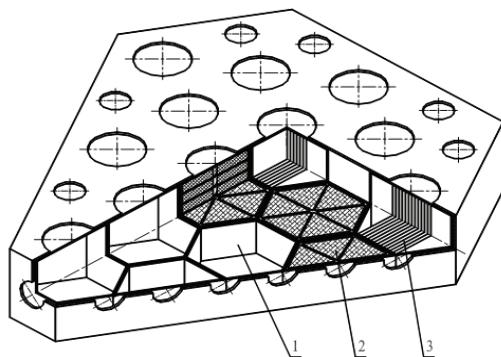


Рис. 1. Блок наполнителя: 1 – пустая ячейка; 2 – ячейка с оксидным ЖМ; 3 – ячейка с металлическим ЖМ

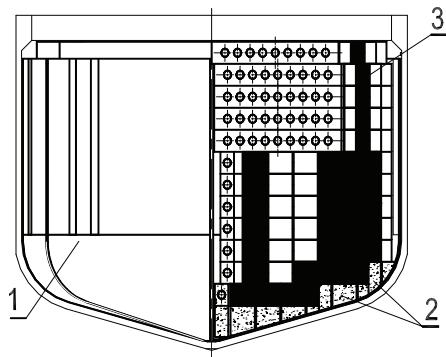


Рис. 2. Схема размещения блоков наполнителя с ЖМ внутри корпуса УЛР: 1 – наполнитель с ЖМ; 2 – конический блок наполнителя; 3 – цилиндрический блок наполнителя

гласно [6, 7], расплавленный уран (оксид урана) энергично реагирует с железом (оксидом железа), а в случае экстракции металлического U металлическое Fe и Zr экстрагируются вместе с ним [8]. Согласно [9], результаты микроанализа полученных экспериментальным путем слитков показывают, что введенный в ЖМ в качестве поглотителя нейтронов оксид гадолиния существует и сокристаллизуется с фазой на основе урана и не оттесняется в легкоплавкие эвтектики, что указывает на высокую эффективность применения этого поглотителя для предотвращения локальной критичности. С целью удовлетворения термодинамическим, теплофизическими, прочностным, термомеханическим и ядерным свойствам ЖМ выполнен в виде двухкомпонентной системы, имеющей две различные по химической природе составляющие: стальной ЖМ (СЖМ), оксидный ЖМ (ОЖМ) на основе оксидов железа и алюминия с добавкой оксида гадолиния для обеспечения подkritичности кориума.

Среди ядерно опасных ситуаций, которые гипотетически могут происходить на АЭС с реакторами ВВЭР, аварийные ситуации с расплавлением активной зоны занимают особое место в силу специфических отличий этих режимов от традиционных задач эксплуатации ядерных реакторов. По требованиям нормативных документов [10, 11] при хранении и транспортировке топлива АЭС необходимо обеспечение подкритичности не менее 0,05 ($K_{\text{эфф}} < 0,95$) для режимов нормальной эксплуатации и в ЗПА. Для консервативности расчетов будем проводить расчеты $K_{\text{эфф}}$ для бесконечной системы, т.е. K_{∞} .

Материальные составы рассчитываемых размножающих систем были взяты из работ, посвященных обоснованию исходных данных по выходу расплава из корпуса реактора в УЛР [1, 2, 5, 12] и выбору ЖМ для УЛР [2, 5, 12, 13]. В таблице 1 представлены массы оксидов урана и циркония, поступающие в УЛР. Эти оксиды составляют моделируемый расплав кориума без металлических компонентов (металлические железо и цирконий в составе кориума не учитываются). В таблице 2 представлен состав ЖМ без материалов, поглощающих нейтроны; для УЛР АЭС-2006

Таблица 1

Массы оксидов урана и циркония

Материал, т	АЭС «Тяньвань»	АЭС «Куданкулам»	АЭС с ВВЭР-1500	АЭС-2006
UO ₂	80	80	142	87
ZrO ₂	9,1	9,1	9,1	9,1

Таблица 2

Материальный состав ПОЖА для УЛР

Вещество	AЭС «Тяньвань»	AЭС «Куданкулам»	AЭС с ВВЭР-1500	AЭС-2006	AЭС-2006
	Материальный состав, %				
	ПОЖА	ПОЖА	ЖКМ	ЖКМ	ПОЖА
Fe ₂ O ₃	65	65	90	90	65
Al ₂ O ₃	30	30			30
SiO ₂	5				
V ₂ O ₅ или MnO ₂		5		10	5
MnO ₂ или NiO			10		

– материальный состав жертвенного керамического материала (ЖКМ) на основе оксида железа (как вариант).

Для расчетов ядерных концентраций простых веществ, входящих в кориум, необходимо знать их плотности [14]. Плотность кориума рассчитывается по методике, изложенной в [15], химический состав топлива принят согласно [16].

При поступлении кориума в УЛР происходит его взаимодействие с ПОЖА. Химический состав основных компонентов ПОЖА в УЛР АЭС «Тяньвань» и АЭС «Куданкулам» одинаков. Определим влияние технологических добавок в ПОЖА на размножающие свойства кориума.

Консервативность трехмерной модели элементарной ячейки обеспечивается выполнением следующих условий: свежее топливо с температурой, равной 20°C; гетерогенное размещение в приближении бесконечной системы. Параметры уран-водной решетки соответствуют ее максимальным размножающим свойствам и взяты в соответствии с [17] при плотности воды, равной 0,5 и 1 г/см³. При плотности воды 0,5 г/см³ максимальные размножающие свойства уран-водной решетки достигаются при следующих параметрах: $H_{\text{реш}}/D_{\text{шара}}=1,5$, аддитивная плотность UO₂ = 3,14 г/см³, $D_{\text{шара}} = 1,8$ см; при плотности воды 1 г/см³ $H_{\text{реш}}/D_{\text{шара}}=1,2$, аддитивная плотность UO₂ = 10,7 г/см³, $D_{\text{шара}} = 2$ см. На рисунке 3 представлена схема элементарной ячейки.

При проведении расчетного анализа K_{∞} для элементарной ячейки была использована программа MCUREA1 [18], аттестованная Ростехнадзором для расчета фрагментов активных зон реакторов типа ВВЭР методом Монте-Карло. Статистическая погрешность расчета K_{∞} составила 1%.

Ядерные концентрации простых веществ пересчитываются по формулам из [19]. На рисунке 4 представлены зависимости K_{∞} от типа технологической добавки и массы ПОЖА при отсутствии в ПОЖА Gd₂O₃.

Представленные на рис. 4 значения K_{∞} показывают, что при наиболее

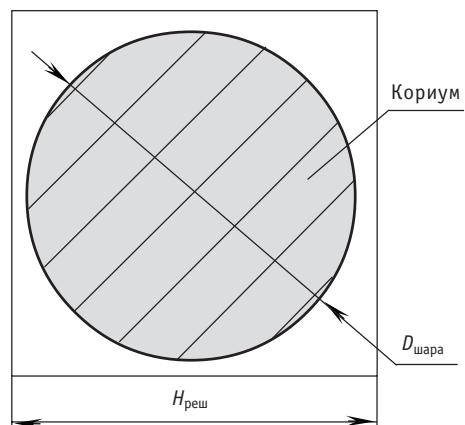
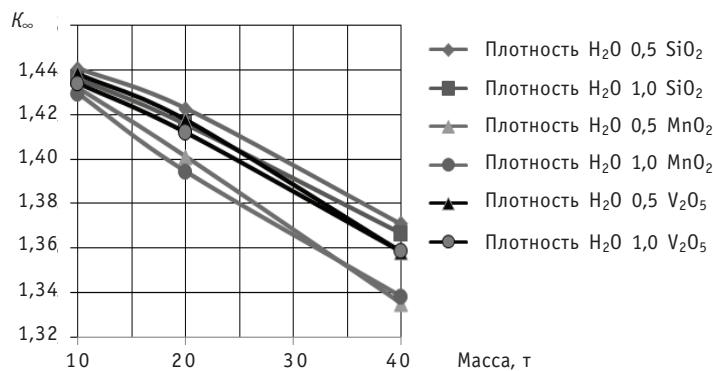


Рис. 3. Схема элементарной ячейки

Рис. 4. Зависимость K_{∞} кориума от массы ПОЖА и типа технологической добавки

быстрым сценарием протекания ЗПА, при котором в составе кориума имеется минимальное количество конструкционных материалов активной зоны (принято, что масса стали и циркония равна нулю), количества жертвенного материала ПОЖА без поглотителя нейтронов оксида гадолиния недостаточно для предотвращения повторной критичности. Из анализа значений K_{∞} можно сделать вывод о том, что наибольшее снижение значения K_{∞} происходит при добавлении в ПОЖА технологической добавки на основе MnO_2 .

При ЗПА в кориум всегда попадает какое-то количество циркония, оксида циркония, железа, оксида железа. Нахождение железа и циркония в металлической или оксидной фазе в расплаве зависит от множества трудно учитываемых факторов. Определим влияние Fe на размножающие свойства водо-урановой решетки и сравним его с влиянием FeO . Для этого были проведены расчеты K_{∞} водо-урановой решетки с различным содержанием железа, но при этом было выполнено условие равенства масс железа в FeO и Fe.

В таблице 3 представлены расчеты K_{∞} размножающих систем с различными материальными составами и различным обогащением по U^{235} . Параметры водо-

Таблица 3

Значения K_{∞} системы UO_2-FeO и UO_2-Fe в зависимости от обогащения UO_2 по U^{235}

Обогащение UO_2 по U^{235} , %	Состав кориума			
	$87 \text{ т } UO_2 + 170 \text{ т } FeO$		$87 \text{ т } UO_2 + 132,2 \text{ т } Fe$	
	Плотность воды, $\text{г}/\text{см}^3$			
	0,7	1	0,7	1
K_{∞}				
5	0,96099	0,91284	0,98681	0,95114
4,5	0,91393	0,86442	0,93969	0,90283
4	0,85973	0,81026	0,88661	0,85008
3,5	0,79862	0,75076	0,82693	0,78996
3	0,73119	0,68458	0,75849	0,72271
2,5	0,65382	0,60881	0,68047	0,64590
2	0,56390	0,52266	0,59075	0,55739

урановой решетки соответствуют ее максимальным размножающим свойствам.

Анализ результатов, представленных в табл. 3, позволяет сделать вывод о том, что размножающая система, состоящая из 87 т UO_2 и 170 т FeO или из 87 т UO_2 и 132,2 т Fe, удовлетворяет критериям ядерной безопасности при условии, что обогащение UO_2 по U^{235} составляет меньше или равно 4,5%. При уменьшении обогащения UO_2 по U^{235} влияние FeO на размножающие свойства водо-урановой решетки становится большим, чем аналогичное влияние Fe. Аналогичный результат получается и для оксида циркония. Поэтому в дальнейших расчетах консервативно принимается, что в состав кориума входят только неокисленные железо и цирконий. Масса циркония в кориуме может достигать 26-ти тонн. Расчетные исследования показали, что влияние Zr на K_∞ кориума составляет примерно 2%, что соответствует влиянию 5 т FeO на K_∞ водо-урановой решетки. Поэтому в дальнейшем влияние Zr на K_∞ не рассматривалось.

Для предотвращения образования повторной критичности кориума, находящегося в УЛР, в ЖМ необходимо добавить материал, поглощающий нейтроны Gd_2O_3 , либо гарантированно обеспечить взаимодействие UO_2 с Fe или FeO . На рисунке 4 представлены зависимости K_∞ от типа технологической добавки и массы ПОЖА при наличии в ПОЖА Gd_2O_3 массой 100 кг. При этом ядерные концентрации простых веществ пересчитываются по формулам [19].

Представленные на рис. 5 значения K_∞ показывают что, при добавлении в ПОЖА Gd_2O_3 максимальное влияние на размножающие свойства кориума оказывает технологическая добавка на основе SiO_2 . Технологической добавкой в ПОЖА для УЛР АЭС «Тяньвань» и АЭС-2006 является SiO_2 . Технологической добавкой в ПОЖА для УЛР АЭС «Куданкулам» является MnO_2 . Масса Gd_2O_3 для этих ПОЖА принята равной 100 кг. На рисунке 6 представлены результаты расчетов K_∞ кориума в зависимости от взаимодействующей с ним массы ПОЖА.

Из анализа результатов (рис. 6) можно сделать вывод, что гарантированная ядерная безопасность УЛР обеспечивается при взаимодействии 15-ти тонн жертвенного материала с кориумом.

В проекте УЛР для АЭС с ВВЭР-1500 используется в качестве наполнителя ЖКМ. В качестве технологической добавки для ЖКМ можно использовать технологическую добавку MnO_2 или NiO .

В таблице 4 и на рис. 7 представлены зависимости K_∞ от типа технологической добавки и массы ЖКМ при отсутствии в ЖКМ Gd_2O_3 и плотностях воды, равных 0,5 и 1 г/см³.

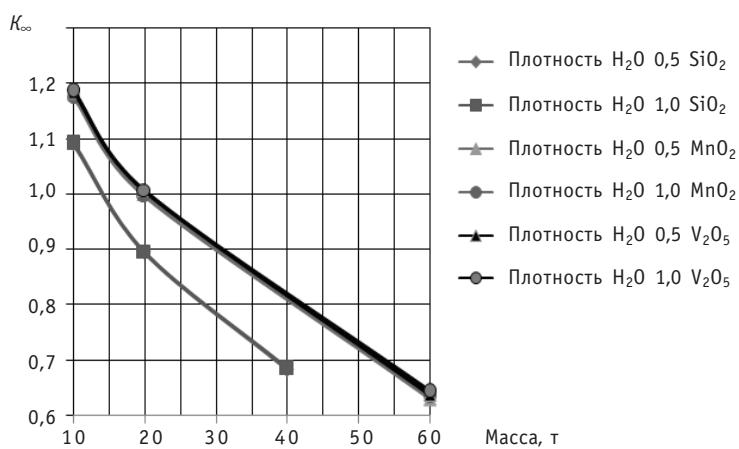


Рис. 5. Зависимость K_∞ кориума от массы ПОЖА (100 кг Gd_2O_3) и типа технологической добавки

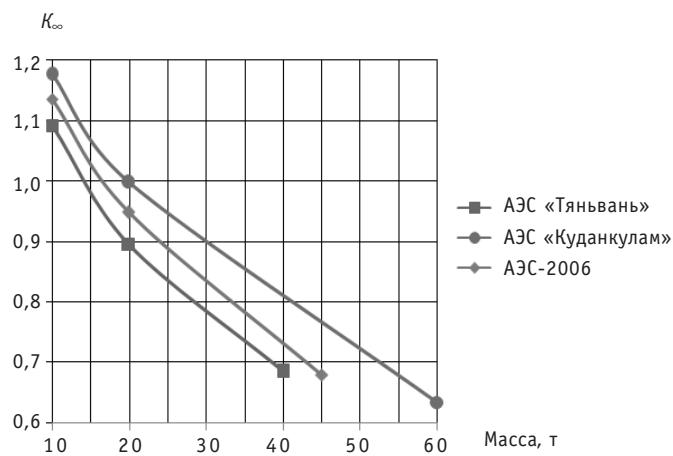


Рис. 6. Зависимость K_{∞} от массы ПОЖА (100 кг Gd_2O_3)

Представленные на рис. 7 и в табл. 4 значения K_{∞} показывают что при наиболее консервативном сценарии протекания ЗПА при непопадании в кориум конструкционных материалов активной зоны количества жертвенного материала ЖКМ,

Таблица 4

Зависимость K_{∞} от типа технологической добавки и массы ЖКМ при отсутствии в ЖКМ Gd_2O_3

Плотность воды, г/см ³	Масса ЖКМ, т	Тип технологической добавки	
		MnO_2	NiO
		K_{∞}	K_{∞}
0,5	10,0	1,43497	1,43574
		1,42906	1,4363
0,5	20,0	1,40267	1,41768
		1,39705	1,40924
0,5	40,0	1,34335	1,36534
		1,33963	1,35958
0,5	96,24	1,19774	1,23594
		1,19452	1,23195
1,0			

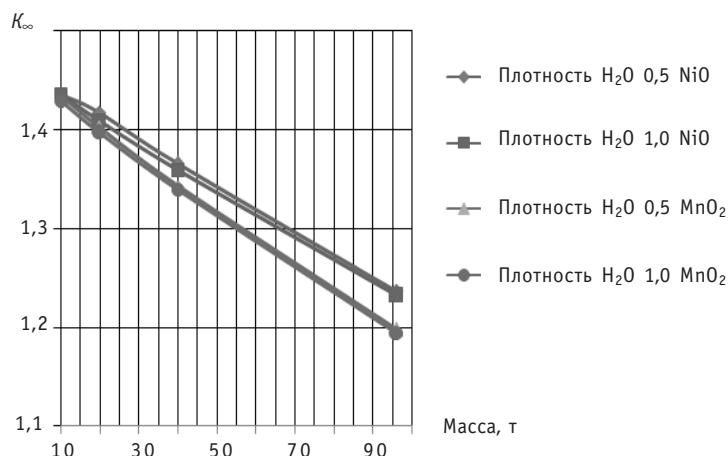


Рис. 7. Зависимость K_{∞} кориума от массы ЖКМ и типа технологической добавки

не содержащего поглотитель нейтронов, недостаточно для предотвращения повторной критичности кориума. Из анализа значений K_{∞} (рис. 7 и табл. 4) можно сделать вывод о том, что наибольшее влияние на размножающие свойства кориума оказывает технологическая добавка на основе MnO_2 . Наибольшими размножающими свойствами обладает водо-урановая решетка с плотностью воды 0,5 г/см³.

Для предотвращения образования повторной критичности кориума, находящегося в УЛР, в жертвенный материал необходимо добавить материал, поглощающий нейтроны. Таким материалом является Gd_2O_3 . В таблице 5 представлены зависимости K_{∞} от типа технологической добавки и массы ЖКМ при наличии в ЖКМ Gd_2O_3 массой 100 кг.

На рисунке 8 представлены результаты расчетов K_{∞} кориума для УЛР, используемых на различных АЭС с жертвенным материалом ЖКМ, в зависимости от массы взаимодействующих масс ЖКМ и кориума.

Таблица 5

Зависимость K_{∞} от типа технологической добавки и массы ЖКМ для УЛР АЭС с ВВЭР-1500

Плотность воды, г/см ³	Масса ЖКМ, т	Тип технологической добавки	
		MnO_2	NiO
		K_{∞}	
0,5	10,0	1,3280	1,33744
		1,32676	1,33352
0,5	20,0	1,21848	1,23604
		1,21733	1,23161
0,5	96,24	0,76197	0,81772
		0,76361	0,79472

Из анализа результатов (рис. 8) можно сделать вывод, что гарантированная ядерная безопасность УЛР для АЭС-2006 обеспечивается при взаимодействии 10-ти тонн жертвенного материала с кориумом, а для АЭС с ВВЭР-1500 – 45-ти тонн жертвенного материала с кориумом.

Для оценки влияния на размножающие свойства кориума наполнителей УЛР ПОЖА и ЖКМ на рис. 9 представлены результаты расчетов K_{∞} кориума для УЛР,

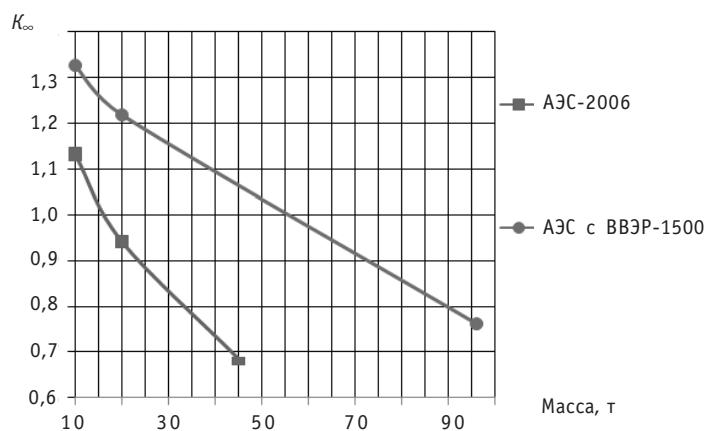
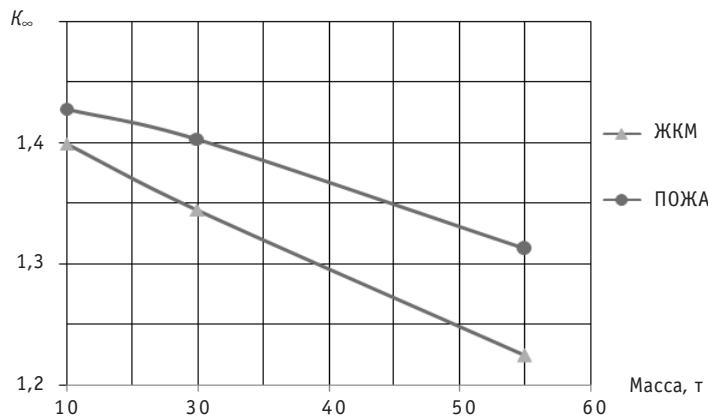


Рис. 8. Зависимость K_{∞} кориума от массы жертвенного материала ЖКМ, содержащего 100 кг Gd_2O_3 , для различных АЭС

Рис. 9. Зависимость K_{∞} кориума от массы жертвенного материала и его типов

предназначенной для использования на АЭС-2006, с жертвенными материалами ПОЖА и ЖКМ, не содержащими Gd_2O_3 .

Из анализа результатов (рис. 9) следует, что для снижения массы ЖМ в УЛР с точки зрения дополнительного повышения ядерной безопасности можно рекомендовать ЖКМ с технологической добавкой MnO_2 .

Обеспечение подkritичности кориума в УЛР выполнено несколькими независимыми способами, каждый из которых гарантирует $K_{\text{эфф}} < 0,95$:

- взаимодействие кориума с массой железа 170 т при отсутствии в ЖМ УЛР Gd_2O_3 обеспечивает подkritичность кориума при обогащении топлива меньше 5% по ^{235}U ;
- взаимодействие кориума с оксидом железа массой 133 т при отсутствии в ЖМ УЛР Gd_2O_3 обеспечивает подkritичность кориума при обогащении топлива меньше 5% по ^{235}U ;
- добавление в ЖМ Gd_2O_3 в количестве 100 кг обеспечивает подkritичность кориума при попадании в него 30 т оксида железа.

Выполнение критерия ядерной безопасности кориума, находящегося в УЛР, рассматривалось в наиболее консервативном варианте:

- в качестве кориума, попадающего в УЛР, было принято свежее топливо на основе UO_2 ;
- температура кориума и воды принята равной 20°C.

Обеспечение подkritичности кориума несколькими способами при наиболее неблагоприятном прохождении ЗПА позволяет перекрыть область неопределеностей, связанную со сценарием как прохождения ЗПА, так и химического взаимодействия кориума и ЖМ УЛР.

Литература

1. Кухтевич И.В. и др. Концепция локализации расплава кориума на внекорпусной стадии запроектной аварии АЭС с ВВЭР-1000 // Теплоэнергетика. – 2001. – № 9. – С. 2–7.
2. Сидоров А.С. и др. Устройство локализации расплава Тяньваньской АЭС с ВВЭР-1000 // Теплоэнергетика. – 2001. – № 9. – С. 8–13.
3. Хабенский В.Б. и др. Экспериментальные исследования взаимодействия расплава стали с жертвенным материалом и разработка математической модели взаимодействия / Отчет НИТИ – Инв. № Ф-17795. – Сосновый Бор, 2002.
4. Истомина С.В. и др. Разработка базового технического проекта УЛР для АЭС с ВВЭР-1500. Обоснование работоспособности УЛР с ВВЭР-1500 в условиях развития пластических деформаций в нижней плите и ферме-консоли при механических и высокотемпературных нагрузлениях. Зак-

- лючение о работоспособности нижней плиты в условиях термосилового воздействия со стороны днища корпуса реактора/Отчет – НТЛ-Прибор – М., 2005.
5. Звонарев Ю.А., Цуриков Д.Ф. и др. Расчетный анализ эффективности работы устройства локализации расплава для ВВЭР-1200//ВАНТ. Сер. Физика ядерных реакторов. – 2010. – Вып. 1. – С. 68–78.
6. Химия актиноидов: В 3-х т. Т.1.: Пер. с англ./Под ред. Дж. Каца, Г. Сиборга, Л. Морсса. – М.: Мир, 1991. – 525 с., ил.
7. Petrov Y., Udalov Y., Subrt J., Sazavsky P., Kiselova M., Selucky P., Journeau C., Piluso P. New crystallization studies of UO_2 – ZrO_2 – Fe_3O_4 system and the presumed melting diagram. ICAPP 05. Seoul, Korea, Mai 15-19, 2005. Paper 5056.
8. Bechta S.V., Khabensky V.B., Vitols A. et all. Experimental studies of oxidic molten corium – vessel steel interaction // Nuclear Engineering and Design. – 2001. – 210. – 193–224.
9. Main Results of the First Phase of MASCA Project. OECD MASCA Project, RRC «Kurchatov Institute», May 2004.
10. Требования к содержанию отчета по обоснованию безопасности АС с реакторами типа ВВЭР. ПНАЭГ-01-036-95.
11. Правила безопасности при хранении и транспортировке ядерного топлива на объектах атомной энергетики. ПНАЭГ-14-029-91. – М.: Энергоатомиздат, 1992
12. Аналитические исследования в обоснование исходных данных для проектирования устройства локализации расплава при тяжелых авариях АЭС с ВВЭР-1500. Этап 1. Предварительные оценки/Отчет ИПБ ЯЭ РНЦ «Курчатовский институт» Инв. № 90-12/01-24-04, 2004 г.
13. Гусаров В.В., Хабенский В.Б., Бешта С.В., Удалов Ю.П., Грановский В.С., Альмяшев В.И. Концепция разработки жертвенных материалов устройства локализации расплава активной зоны при запроектных авариях АЭС с ВВЭР//Теплоэнергетика. – 2001. – № 9. – С. 22–24.
14. Бабичев А.П., Бабушкина Н.А., Братковская А.М. и др. Физические величины. Справочник. – М.: Энергоатомиздат, 1991. – 1232 с.
15. Цуриков Д.Ф., Загвязин В.Н. Плотность расплавов системы U-Zr-Fe-0//Атомная энергия. – 2009. – Вып. 4. – С. 201–206.
16. Лунин Г.Л., Новиков А.Н. и др. Использование топлива в ВВЭР-1000: состояние и перспективы//Атомная энергия. – 2007. – Вып. 3. – С. 139–146.
17. Артамонов Н.В., Сидоров А.С. Параметры уран-водной решетки, обеспечивающие максимальные размножающие свойства//ВАНТ. Сер. Физика ядерных реакторов. – 2011. – Вып. 2. – С. 58–63.
18. Гомин Е.А. Статус MCU-4//ВАНТ. Сер.: Физика ядерных реакторов. – 2006. – Вып. 1. – С. 6–32.
19. Criticality Calculations with MCNPTM: A Primer. Charles D. Harmon, Robert D. Busch, R. Arthur Forster. Los Alamos, New Mexico. August 1994.

Поступила в редакцию 14.03.2012

МЕТОДИКА ПРОВЕДЕНИЯ УЛЬТРАЗВУКОВОГО КОНТРОЛЯ ДВУХКОМПОНЕНТНОГО МЕТАЛЛА РЕАКТОРНОЙ УСТАНОВКИ ВК-50

Р.А. Глоба*, М.А. Трофимов**

**ОАО «ГНЦ НИИАР», г. Димитровград*

***Обнинский институт атомной энергетики НИЯУ МИФИ, г. Обнинск*



В ОАО «ГНЦ НИИАР» эксплуатируется исследовательская одноконтурная реакторная установка ВК-50 кипящего типа. Особенностью установки ВК-50 является то, что корпус реактора состоит из двухкомпонентного металла (основной металл толщиной 100 мм и антикоррозионная наплавка толщиной 20 мм). В ходе ультразвукового контроля корпуса был выявлен ряд проблем: контроль наплавки; выявление зоны сплавления; контроль основного металла, расположенного за наплавкой. В разработанной методике дается решение данных проблем, которое нашло практическое применение.

Ключевые слова: корпус реактора, двухкомпонентный металл, ультразвуковой контроль, микроструктура металла.

Key words: reactor vessel, two-component metal, ultrasonic testing, the microstructure of the metal.

В соответствии с требованиями нормативно-технической документации каждая реакторная установка имеет рабочую программу контроля металла. Одним из пунктов программы контроля металла является ультразвуковой контроль корпуса реактора. Требованием к ультразвуковому контролю является настройка ультразвукового дефектоскопа по стандартному образцу предприятия (рис.1) с применением АРД-диаграммы (амплитуда эхо-сигнала, расстояние до несплошности, эквивалентный диаметр несплошности). Проблемой ультразвукового контроля антикоррозионной наплавки явилось то, что для сталей аустенитного класса он не регламентируется. Кроме того, при проведении ультразвукового контроля доступ к корпусу реактора возможен только со стороны наплавки, при этом металл антикоррозионной наплавки имеет большой коэффициент затухания волн в материале.

Для решения поставленных задач в соответствии с требованиями нормативно-технической документацией был изготовлен стандартный образец предприятия из двухкомпонентного материала (рис. 1а). Настройка дефектоскопа проводилась в соответствии с руководством по эксплуатации с помощью АРД-диаграммы. Ввод ультразвуковых колебаний происходил со стороны наплавки с применением пря-

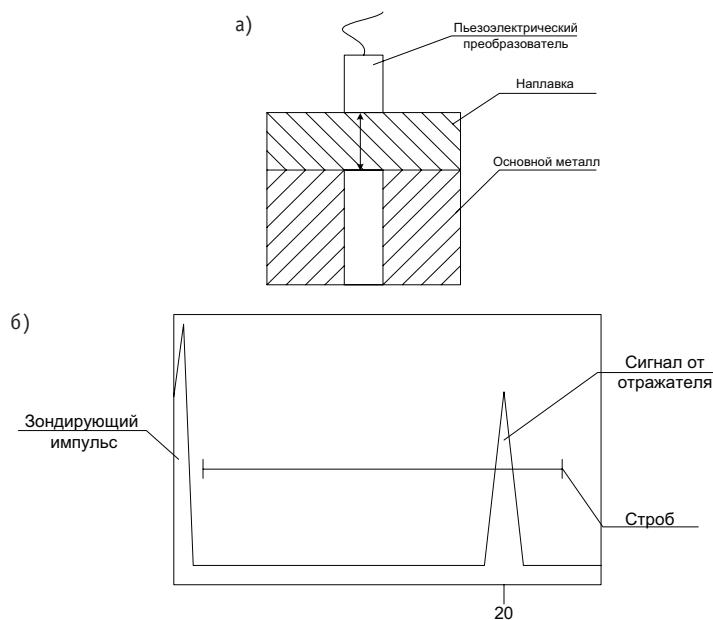


Рис. 1. Настройка ультразвукового дефектоскопа по стандартным образцам предприятия: а) распространение ультразвуковых волн в стандартном образце предприятия; б) – изображение на экране ультразвукового дефектоскопа

мого раздельно-совмещенного пьезоэлектрического преобразователя с рабочей частотой 5,0 МГц. Рабочую частоту пьезоэлектрического преобразователя взяли из нормативно-технической документации для толщины материала, равной толщине наплавки ~ 20 мм. Затем произвели наведение ультразвукового поля пьезоэлектрического преобразователя на искусственный дефект, изготовленный в стандартном образце предприятия из двухкомпонентного материала, в результате чего на экране дефектоскопа был обнаружен сигнал от искусственного отражателя, амплитуда которого занимала 2/3 экрана дефектоскопа (рис. 1б). Микроструктура двухкомпонентного материала показана на рис. 2.

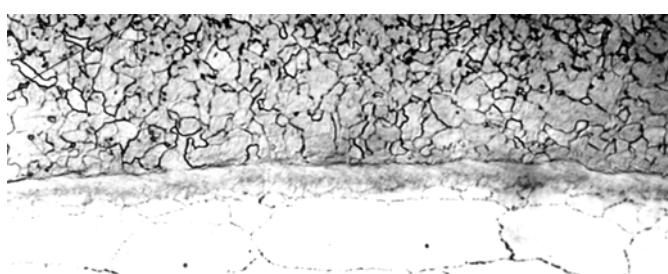


Рис. 2. Микроструктура зоны сплавления наплавки с основным металлом

Для решения проблем, возникающих с наличием большого коэффициента затухания волн в материале наплавки, было решено производить ультразвуковой контроль по «слоям». Настройка ультразвукового дефектоскопа производилась по встроенным АРД-диаграммам в соответствии с руководством по эксплуатации, нормативно-технической документацией и результатами экспериментальной работы.

В процессе ультразвукового контроля двухкомпонентного материала из-за большой толщины контроль проводился на различных по глубине зонах (послойный контроль) со стороны антакоррозионной наплавки. С учетом наличия в кон-

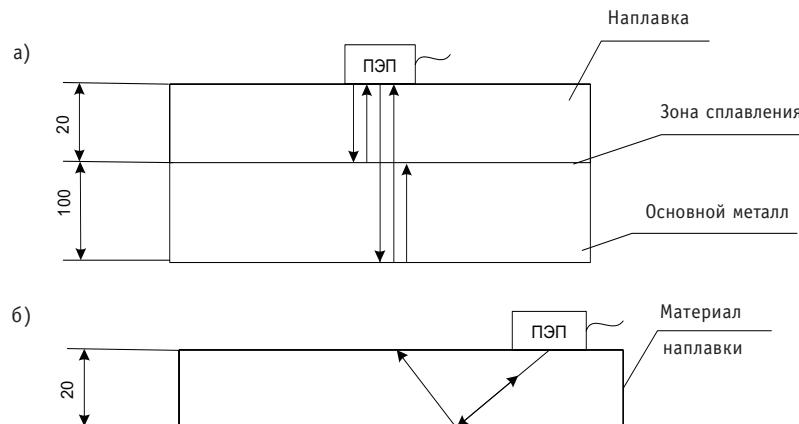


Рис. 3. Ультразвуковой контроль двухкомпонентного материала: а) – распространение ультразвуковых волн в объекте контроля при использовании прямого раздельно-совмещенного преобразователя; б) – распространение ультразвуковых волн в объекте контроля при использовании наклонного совмещенного преобразователя

тролируемом материале границ раздела сред (рис. 3) послойный контроль был разбит на два слоя: антикоррозионная наплавка и основной металл. Распространение ультразвуковых волн в объекте контроля показано на рис. 3. При ультразвуковом контроле первого «слоя» использовались раздельно-совмещенный прямой пьезоэлектрический преобразователь с рабочей частотой 5 МГц и совмещенный наклонный пьезоэлектрический преобразователь с рабочей частотой 5 МГц с углом ввода 70°. В результате на экране ультразвукового дефектоскопа были получены изображения, показанные на рис. 4а.

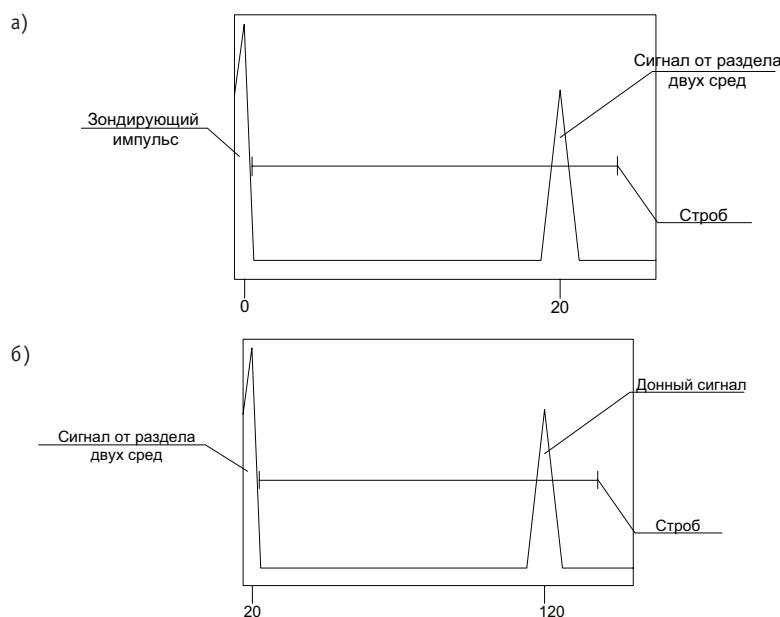


Рис. 4. Изображение на экране ультразвукового дефектоскопа при контроле а) – первого «слоя» прямым и наклонным пьезоэлектрическими преобразователями; б) – второго «слоя» прямым пьезоэлектрическим преобразователем

Для ультразвукового контроля второго «слоя» использовался прямой совмещенный пьезоэлектрический преобразователь с рабочей частотой 2,5 МГц. В результате на экране дефектоскопа было получено изображение, показанное на рис. 4б.

Применение наклонного пьезоэлектрического преобразователя для ультразвукового контроля второго «слоя» не представляется возможным по причине отсутствия донного сигнала из-за многократного преломления ультразвукового луча.

Выводы

1. Для проведения ультразвукового контроля двухкомпонентного металла (основной металл и антикоррозионная наплавка) настройка чувствительности ультразвукового дефектоскопа допускается по встроенным АРД-диаграммам.
2. Для проведения ультразвукового контроля двухкомпонентного металла со стороны наплавки рекомендуется применять послойный контроль.
3. Настройка по АРД-диаграмме позволяет выявлять искусственный дефект на СОП.

Литература

1. Унифицированные методики контроля основных материалов (полуфабрикатов), сварных соединений и наплавки оборудования и трубопроводов атомных энергетических установок. Ультразвуковой контроль. Часть II. Контроль сварных соединений и наплавки» ПНАЭ Г-7-030-91.
2. Унифицированные методики контроля основных материалов (полуфабрикатов), сварных соединений и наплавки оборудования и трубопроводов атомных энергетических установок. Ультразвуковой контроль. Часть IV. Контроль сварных соединений из сталей аустенитного класса» ПНАЭ Г-7-032-91.
3. Алешин Н.П., Лупачев В.Г. Ультразвуковая дефектоскопия. Справочное пособие. – Минск: Высшая школа, 1987.
4. Крауткремер И., Крауткремер Г. Ультразвуковой контроль материалов. Справочник. – М.: Металлургия, 1991.

Поступила в редакцию 21.03.2012

МОДЕЛИРОВАНИЕ ДИНАМИКИ РАСПРОСТРАНЕНИЯ ПАРОГАЗОВОГО ФРОНТА В ТЕПЛОИЗОЛЯЦИИ ТРУБОПРОВОДА ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ УСТАНОВОК

П.А. Дворников*, С.Н. Ковтун*, А.А. Бударин*, В.П. Полионов*,

Н.Н. Титаренко*, Н.Г. Рошин, А.Л. Матвеев**, Е.Л. Матвеев****

*ГНЦ РФ-Физико-энергетический институт им. А.И. Лейпунского, г. Обнинск

**Общество с ограниченной ответственностью «Инженерно-сервисный центр
диагностики оборудования АЭС НИКИЭТ», г. Москва



Объектом исследования являются динамические процессы, происходящие в теплоизоляции при разгерметизации трубопровода энергетических установок. Моделирование всевозможных вариантов течи проводилось с помощью адаптированного расчетного кода «КУПОЛМ», разработанного в ГНЦ РФ-ФЭИ.

Ключевые слова: контроль течи теплоносителя, влажность, датчик влажности, температура, трубопровод, теплоизоляция, энергетические установки.

Key words: coolant leakage control, humidity, humidity sensor, temperature, pipeline, thermal insulation, power plants.

ВВЕДЕНИЕ

Безопасность и эффективность всегда являлись фундаментальными требованиями эксплуатации АЭС. Общеизвестно, что одним из факторов, существенно влияющим на выполнение этих требований, является применение методов технической диагностики во время эксплуатации реакторной установки [1].

Решение задачи своевременного обнаружения течей трубопроводов и оборудования контуров, находящихся под давлением, является одной из серьезных проблем эксплуатации АЭС с водяным охлаждением. Внедрение систем контроля течи повысит безопасность эксплуатации энергоблоков с РУ ВВЭР-1000 в аспекте предотвращений аварий с потерей рабочего тела и разрушением трубопроводов большого диаметра. Кроме этого, наличие надежных средств контроля течей будет оказывать существенное влияние при решении вопросов о возможности допуска трубопроводов и оборудования к дальнейшей эксплуатации по результатам очередного инспекционного контроля. Это влияние будет увеличиваться по мере старения энергоблоков, выработка ресурса трубопроводов и оборудования, увеличения числа дефектов металла. Исключение необоснованных ремонтных работ повысит экономическую эффективность эксплуатации энергоблока. Рекоменду-

© П.А. Дворников, С.Н. Ковтун, А.А. Бударин, В.П. Полионов, Н.Н. Титаренко, Н.Г. Рошин, А.Л. Матвеев, Е.Л. Матвеев, 2012

ющими документами МАГАТЭ для стран-участниц [2] системы контроля течей выделены в приоритетный класс систем диагностики.

Внедрение автоматизированной системы контроля течи является необходимым условием применения концепции «течь перед разрушением» (ТПР) для трубопроводов большого диаметра [3]. Методология концепции ТПР используется для доказательства того факта, что в системах трубопроводов с высокой запасенной энергией жидкости или пара течь появится задолго до того, как гильотинное разрушение (или его эквивалент при продольном разрушении) может произойти.

Система контроля течи (СКТ) должна обеспечивать выдачу предупредительного и аварийного сигналов на пульт управления реактором в случае обнаружения течи выше установленного предела для рассматриваемого энергоблока АЭС, после которого установка должна переводиться в режим расхолаживания и останова. Инструкции по эксплуатации должны определять время между обнаружением предельной течи и началом останова реактора. В настоящее время нет единственного метода обнаружения течи, который бы сочетал в себе оптимальную чувствительность, способность определить местоположение и расход теплоносителя. Для применения концепции ТПР рекомендуются использовать, по крайней мере, три дополняющие друг друга и независимые системы контроля течи.

Международной электротехнической комиссией (IEC) рекомендован МАГАТЭ странам-участникам как руководящий документ стандарт 1250-IEC 1994 «Контрольно-измерительные приборы и системы контроля, важные для безопасности. Системы обнаружения течей контуров циркуляции», если он не находится в противоречии с национальным стандартом. Основные требования этого стандарта нашли отражение в документе «Руководство по применению концепции безопасности «течь перед разрушением» к трубопроводам АЭУ, Р-ТПР-01-99», РД 95 10547-99 Москва, 1999 [3].

ХАРАКТЕРИСТИКИ МЕТОДА КОНТРОЛЯ ТЕЧИ ПО ВЛАЖНОСТИ ВОЗДУХА

Международные регламентирующие документы (в частности US NRC 83) рекомендуют обеспечивать чувствительность системы контроля течей теплоносителя для контуров охлаждения АЭС не хуже 1,9 л/мин, период отклика и временной интервал обнаружения течи теплоносителя – не более одного часа и точность определения места течи не более двух метров. Однако реальные и критические характеристики СКТ в большой степени определяются конструктивными особенностями реакторных установок, материалами трубопроводов, параметрами эксплуатации контролируемых систем и окружающей среды, а также количеством первичных преобразователей и характеристиками технических средств СКТ.

Контроль влажности воздуха является наиболее апробированным и отработанным в методическом плане способом для обнаружения течей теплоносителя. Метод сравнительно прост и надежен, есть опыт эксплуатации многочисленных вариантов систем и серийно выпускаемых типов первичных преобразователей. Системы имеют удовлетворительные характеристики течеискания и хорошие стоимостные характеристики по всем составляющим оборудования.

Однако эффективность применения ограничивается

- зависимостью чувствительности от характеристик перемешивания атмосферы в контролируемых помещениях и изменений влажности в течение эксплуатации;
- зависимостью результатов от температуры окружающей среды в помещении и соответственно неизвестной пропорции жидкость-пар при истечении теплоносителя для некоторых помещений контура;

- определением только района местоположения течи;
- неопределенностью в идентификации множественных малых течей в различных местах одного помещения от одной большего размера.

В соответствии с приведенными в стандарте 1250-IEC 1994 данными ранжирования влажностный метод контроля отнесен

- по чувствительности к обнаружению течи к высшей категории А, т.е. в целом может быть применен для выполнения намерения этого стандарта, если правильно разработан и применяется;
- по определению места течи к категории В, т.е. может быть приемлемым, запасным или не способным выполнить задачу мониторинга в зависимости от условий применения и числа местоположений измерительных точек;
- по точности измерения величины течи к категории С (низшей) как в целом не рекомендуемый но может использоваться для контроля специфических расположений.

В рассматриваемой системе контроля течи по влажности воздуха (СКТВ) [4–7] ряд характерных недостатков данного типа систем удалось уменьшить, в первую очередь, выбором мест размещения датчиков (рис. 1) и пассивного принципа транспортировки парогазовой смеси от места течи к датчику.

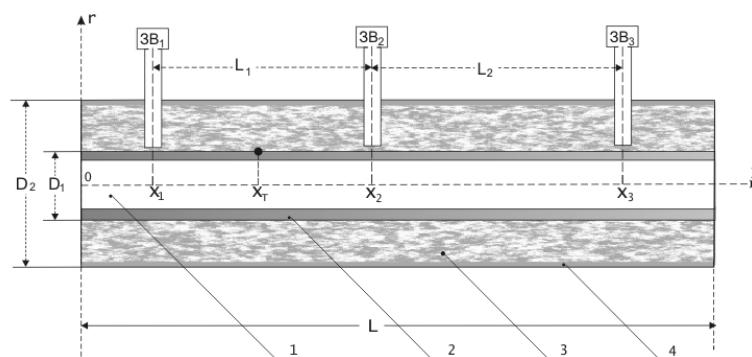


Рис. 1. Упрощенная схема установки выносных зондов на участке трубопровода: 1 – водяной теплоноситель; 2 – труба; 3 – теплоизоляция; 4 – металлический кожух теплоизоляции; 3B₁, 3B₂, 3B₃ – датчики температуры и влажности (зонды выносные)

На рисунке 1 приведено схематическое изображение имитационной модели участка трубопровода с зондами влажности (3В) относительно места течи (контрольные точки, фиксирующие изменение параметров воздуха).

СКТВ содержит устройства отбора и транспортировки воздуха из воздухопроницаемой теплоизоляции трубопровода и измерения его влажности. Основные технические решения предлагаемой системы защищены патентом. Устройство отбора и транспортировки воздуха состоит из патрубка, сочененного нижним торцом с отверстием в кожухе воздухопроницаемой теплоизоляции трубопровода. Устройство измерения влажности воздуха содержит зонды влажности, включающие в себя сенсоры относительной влажности и температуры, электрические линии связи, электрические проходки и размещенный вне защитной оболочки измерительно-вычислительный комплекс.

Система постоянно измеряет относительную влажность, температуру и вычисляет абсолютную влажность воздуха в местах установки зондов. При наличии течи трубопровода образовавшийся пар в силу избыточного давления распространяется от места течи в обе стороны по воздухопроницаемой теплоизоляции трубопровода. Некоторая часть пара через патрубки выходит в окружающую среду (в

герметичную оболочку АЭС), что приводит к повышению влажности и температуры воздуха в патрубках.

Параметры воздуха в патрубках регистрируют датчики относительной влажности и температуры, сигналы с которых по электрическим линиям связи через электрические проходки поступают в измерительно-вычислительный комплекс, где определяется абсолютная влажность. По параметрам воздуха определяется факт наличия течи трубопровода. При установке двух и более разнесенных на контролируемом участке трубопровода патрубков с датчиками и известных координатах их расположения в измерительно-вычислительном комплексе по характеру распространения пара по длине воздухопроницаемой теплоизоляции находят место и размер течи.

РАСЧЕТНО-ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ОБОСНОВАНИЕ ХАРАКТЕРИСТИК СИСТЕМЫ

Поверхность каждого из трубопроводов ЭУ покрывается теплоизоляцией, внешняя поверхность которой «защищается» достаточно герметичными металлическими кожухами. Причем теплоизоляция бывает двух типов – блочной, металлизированной, устанавливаемой на трубопроводы с зазором 20–40 мм, и в виде матов, укладываемых непосредственно (без зазоров) на трубопроводы энергетической установки (ЭУ). В результате образуются так называемые подызоляционное (в первом варианте) и изоляционное (во втором) пространства с существенно меньшим объемом воздуха по сравнению с объемом воздуха в помещениях.

В обоснование характеристик влажностной системы контроля течи проведены расчетные и экспериментальные исследования на моделях трубопроводов с различными типами теплоизоляции – в виде отдельных блоков теплоизоляции с зазором между трубопроводом и блоками на Тяньваньской АЭС (Китай) и традиционной из базальтовых матов на третьем блоке Калининской АЭС. Экспериментальные исследования влагосодержания в воздухе выходных патрубков при течах проводили на специальных стендах: в ФЭИ на стенде СКТВ-2М с матовой базальтовой и ОКБ «Гидропресс» – блочной теплоизоляцией.

Для исследования влагопереноса в наиболее распространенной матовой базальтовой теплоизоляции в ФЭИ был создан стенд СКТВ-2М. Стенд включает в себя 5-метровую модель участка трубопровода с теплоизоляцией толщиной 200 мм, заключенной в металлический экран, нагреватель для поддержания нужного температурного режима и генератор пара с регулируемым расходом. Течь трубопровода моделируется струей пара с известным массовым расходом, вводимой под теплоизоляцию.

Расчетные исследования проводили с использованием кода «Купол-М» [8,9], который позволял получить пространственно-временное распределение температуры, абсолютной и относительной влажности воздуха в теплоизоляции трубопроводов.

Математическая модель тепломассопереноса в помещениях защитной оболочки представляет собой систему обыкновенных дифференциальных уравнений сохранения импульса, энергии и компонент газовой смеси, записанных для каждого выделенного контрольного объема. При существенном влиянии сжимаемости на характеристики газового потока вместо уравнения сохранения импульса используются зависимости, полученные для адиабатического истечения газа из сосудов под давлением. В качестве уравнения состояния принят универсальный газовый закон.

Модель теплообмена со стенами и различным оборудованием включает в себя одномерное уравнение теплопроводности для стенки, гипотезу аналогии тепло-

массообмена для расчета поверхностной конденсации пара и эмпирические зависимости для коэффициентов теплоотдачи. Процесс объемной конденсации пара описывается системой обыкновенных дифференциальных уравнений для счетной концентрации капель и их радиуса в каждом контрольном объеме и уравнением переноса водности.

Объем теплоизоляции представляется рядом взаимосвязанных боксов (контрольных объемов), каждый из которых может иметь несколько связей с другими боксами или с окружающей средой. Топология связанных боксов произвольна. Считается, что парогазовая среда в боксе идеально перемешана, т.е. определяются средние термодинамические характеристики атмосферы в каждом боксе. Через связи боксов осуществляется перенос парогазовой среды. Между собой боксы могут быть разграничены стенками. Код использует математическую модель в сосредоточенных параметрах и позволяет рассчитать следующие основные характеристики:

- температуру и давление газа в боксах;
- концентрационный состав парогазовой смеси (плотность пара и воздуха);
- количество образующегося конденсата и его температуру в каждом боксе (модель поверхностной конденсации основана на аналогии процессов тепло- и массопереноса);
- скорость перемещения парогазовой смеси в боксах.

При расчете учитываются процессы дросселирования пара из отверстия в трубе, тепломассоперенос компонент парогазовой смеси, коэффициенты гидравлического сопротивления и перепад гидростатического давления между боксами, естественная конвекция парогазовой смеси. Для пара учитываются

- сток или источник пара в объеме бокса за счет конденсации на каплях или их испарении соответственно;
- объемная конденсация пара;
- сток за счет конденсации на стенках бокса;
- источник пара за счет химической реакции водорода с кислородом.

Характерное изменение отдельных параметров процесса при возникновении течи представлено на рис. 2–5. В расчетах предполагается, что течь возникает мгновенно (на сороковой секунде по шкале времени на приведенных рисунках) и далее остается постоянной.

На основании анализа расчетно-экспериментальных данных, полученных на лабораторных установках и по программе КУПОЛ-М, установлено, что в качестве информативных параметров алгоритма контроля течи могут быть следующие измеряемые величины: относительная влажность воздуха,

температура воздуха, совокупность этих параметров.

Однако, поскольку относительная влажность зависит от температуры, целесообразно использовать более консервативную величину – абсолютную влажность ρ . Этот параметр определяется через измеряемую относительную влажность и температуру воздуха.

На рисунке 2 показана динамика температуры, абсолютной и относительной влажности воздуха под вторым зондом при течи 1.5 кг/мин. Сплошной кривой показан результат расчета одного из наиболее инерционных вариантов из ситуаций возникновения течи ($x_t = x_1$; $\vartheta = 180^\circ$).

Как видно из рисунков 2–3, даже течь 1.5 кг/мин приводит к существенным изменениям параметров воздуха, выходящего из патрубков. При этом отчетливо наблюдается эффект запаздывания изменения параметров в зависимости от места расположения патрубка по отношению к месту течи. Это запаздывание в первом

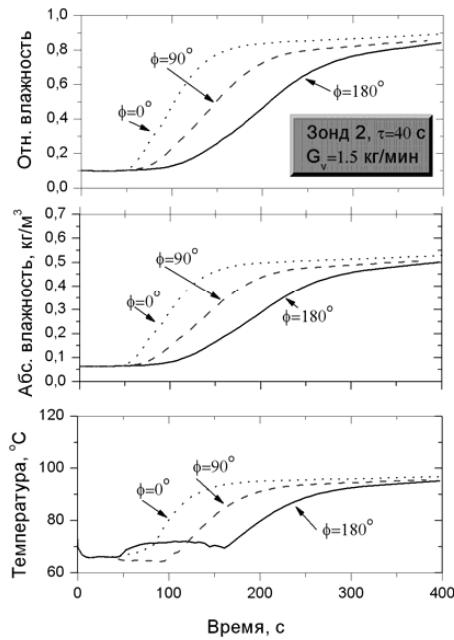


Рис. 2. Изменение температуры, абсолютной и относительной влажности воздуха во втором выносном зонде при течи 1.5 кг/мин:

— место утечки находится в точке $x_T = x_1$; $\vartheta = 180^\circ$ (см. рис. 1); — — — место утечки в точке $x_T = x_1$; $\vartheta = 90^\circ$; · · · место утечки в точке $x_T = x_1$; $\vartheta = 0^\circ$

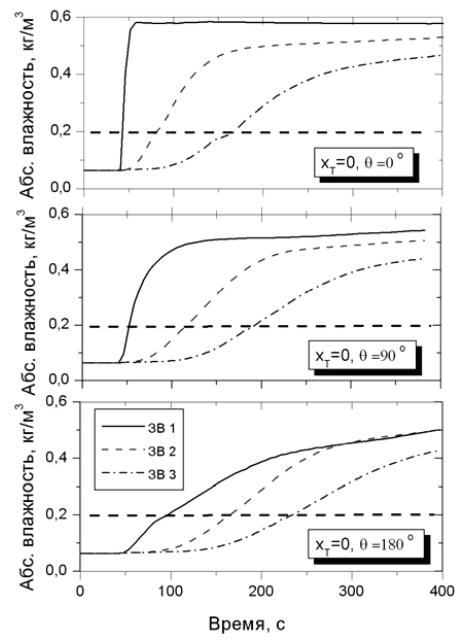


Рис. 3. Динамика абсолютной влажности воздуха в выносных зондах при течи 1.5 кг/мин в зависимости от положения течи

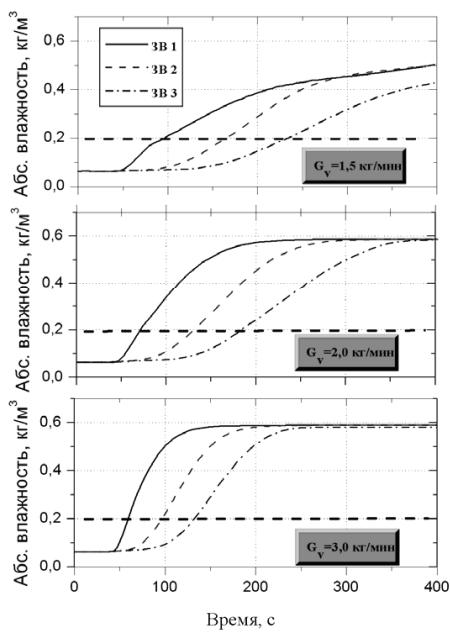


Рис. 4. Динамика абсолютной влажности воздуха в выносных зондах в зависимости от величины течи в точке $x_T = x_1$; $\vartheta = 180^\circ$

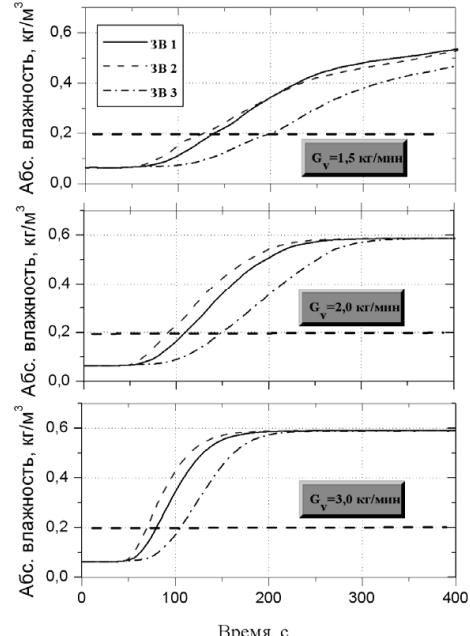


Рис. 5. Динамика абсолютной влажности воздуха в выносных зондах в зависимости от величины течи в точке $x_T = 3.5$; $\vartheta = 180^\circ$

приближении можно связать с временем прохождения парогазовым фронтом продольного участка теплоизоляции между местом течи и патрубками, т.е. со скоростью фронта. Данная величина представляет интерес с точки зрения определения размера течи. Расчеты, выполненные для различных значений (1,5–4 кг/мин), показали, что функциональная связь между этими параметрами близка к линейной.

Приведенные на рис. 2–5 данные не противоречат выбранной модели линейной связи между скоростью парогазового фронта и размером течи. Этот результат является важным с точки зрения обоснования диагностической модели расчета размера и места течи по переходным процессам, фиксируемым системой.

На основании расчетов и экспериментов можно сделать следующие выводы:

- пассивная система транспортировки воздуха к зондам влажности является эффективной;
- течь теплоносителя (от 1,5 кг/мин и более) вызывает существенные и быстрые изменения регистрируемых параметров в местах размещения зондов влажности;
- наиболее информативным диагностическим параметром является вычисляемая по измеренным относительной влажности и температуре абсолютная влажность воздуха.

Проведенные расчеты показывают, что выносные зонды, размещенные вдоль образующей трубопровода, однозначно отслеживают повышение абсолютной влажности воздуха в теплоизоляции в соответствии со временем подхода парогазового фронта. Рассчитанные кривые имеют практически одинаковый наклон в широком динамическом диапазоне изменения абсолютной влажности, что позволяет при заданном пороговом значении определить время запаздывания парогазового фронта и, как следствие, его скорость, координату и величину течи.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В обоснование основных закономерностей процессов, протекающих в теплоизоляции и в местах размещения сенсоров относительной влажности и температуры воздуха, были проведены расчеты динамики изменения параметров парогазовой смеси при течи теплоносителя в диапазоне от 1,5 до 4 кг/мин. Расчеты выполнены по разработанному в ГНЦ РФ-ФЭИ модернизированному коду «КУПОЛ-М». Проведенные расчеты показали, что течь теплоносителя сопровождается целым рядом теплофизических и аэродинамических процессов, оказывающих заметное влияние на характер распространения парогазовой смеси в теплоизоляции трубопровода. В частности, в теплоизоляции наблюдается сильный градиент температурного поля, оказывающий существенное влияние на процессы тепломассопереноса.

Факт течи фиксируется по значительному росту измеряемых температуры и относительной влажности, а также по повышению вычисленной на их основе абсолютной влажности. Наиболее информативным параметром для определения величины течи и места течи является вычисленное значение абсолютной влажности. Проведенные исследования показали, что кривые абсолютной влажности в заданном диапазоне течей имеют практически одинаковый наклон в широком диапазоне изменения абсолютной влажности, что позволяет при заданном пороговом ее значении определить время прихода парогазового фронта, т.е. его эффективную скорость, а также координату и величину течи.

Статья подготовлена при выполнении Государственного контракта от 05.08.2011 №16.526.11.6006 в рамках федеральной целевой программы.

Литература

1. ПН АЭ Г 01-011-97 (ОПБ-88/97). «Общие положения обеспечения безопасности атомных станций». 1997.
2. «Nuclear power plant diagnostics», final report. IAEA. Vienna, 1999.
3. «Руководство по применению концепции безопасности течь перед разрушением к трубопроводам АЭУ, Р-ТПР-01-99», Москва, 1999.
4. Морозов С.А., Ковтун С.Н., Дворников П.А., Бударин А.А., Кудряев А.А., Кондратович Ф.В., Полионов В.П. Система влажностного контроля течи (СКТВ) водяного теплоносителя/Препринт ФЭИ-3080. – Обнинск, 2006.
5. Морозов С.А., Ковтун С.Н., Дворников П.А., Бударин А.А., Кудряев А.А., Кондратович Ф.В., Полионов В.П. Разработка влажностной системы контроля течи трубопроводов ВВЭР//Атомная энергия. – 2007. – Т.103. – Вып. 5. – С. 291-294.
6. Морозов С.А., Ковтун С.Н., Дворников П.А., и др. Разработка системы влажностного контроля течи водяного теплоносителя//Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2008. – №2. – С. 30-35.
7. Дворников П.А., Ковтун С.Н., Бударин А.А., Шутов С.С., Шутов П.С., Кудряев А.А., Кондратович Ф.В. Средства технического диагностирования течей теплоносителя для АЭС с РУ ВВЭР-1000 Модернизация оборудования и арматуры АЭС, ТОиР, продление продолжительности эксплуатации (Варна, Болгария, 17-24 июня, 2011 г.).
8. Ефанов А.Д., Лукьянов А.А., Шаньгин Н.Н., Зайцев А.А., Юрьев Ю.С., Безлепкин В.В. Верификация контейнерного кода КУПОЛ-М/Препринт ФЭИ-2628. – Обнинск, 1997.
9. Ефанов А.Д. и др. Расчеты нестационарного тепломассопереноса в защитных оболочках с использованием кода КУПОЛ-М//Вопросы атомной науки и техники. Сер. Физика ядерных реакторов. – 1999. – 2. – 96.

Поступила в редакцию 28.06.2012

ОЦЕНКА И ПРОГНОЗИРОВАНИЕ РАДИАЦИОННО-ЭКОЛОГИЧЕСКОГО ВОЗДЕЙСТВИЯ ХРАНИЛИЩ РАДИОАКТИВНЫХ ОТХОДОВ ЛЕНИНГРАДСКОГО ОТДЕЛЕНИЯ ФИЛИАЛА «СЕВЕРО-ЗАПАДНЫЙ ТЕРРИТОРИАЛЬНЫЙ ОКРУГ» ФГУП «РОСРАО»

И.И. Крышев*, А.Ю. Пахомов, С.Н. Брыкин***, В.Г. Булгаков*,
Т.Г. Сазыкина*, И.А. Пахомова**, И.С. Серебряков***,
Н.С. Рознова***, А.И. Крышев*, И.Я. Газиев*, К.В. Лунева*,
М.А. Дмитриева***

* – ФГБУ «НПО «Тайфун» Росгидромета МПР, г. Обнинск

** – Фонд экологической безопасности энергетики, г. Москва

*** – ФГУП «РосРАО» ГК «Росатом», г. Москва



Выполнен анализ радиоэкологической ситуации в районе расположения хранилищ радиоактивных отходов Ленинградского отделения филиала «Северо-Западный территориальный округ» ФГУП «РосРАО». Показано, что дозы планируемого облучения от штатных выбросов предприятия составляют в среднем $1,1 \cdot 10^{-4}$ мЗв/г., что на два порядка меньше уровня пренебрежимого радиационного риска. Дозы существующего облучения значительно ниже допустимых пределов дозы и не превышают 1–2% от природного фона. При гипотетическом сценарии радиационной аварии отсутствуют территории в районе расположения предприятия, на которых меры защиты населения необходимо применять в обязательном порядке. За пределами промплощадки предприятия дозы облучения биоты не превышают фоновых значений.

Ключевые слова: радионуклиды, доза, радиоактивные отходы, хранилище, выбросы, биота.

Key words: radionuclides, dose, radioactive wastes, storage, releases, biota.

ВВЕДЕНИЕ

В статье приведен анализ радиационного воздействия предприятия по обращению с радиоактивными отходами Ленинградского отделения филиала «Северо-западный территориальный округ» «РосРАО» (далее употребляется прежнее название «Ленинградский спецкомбинат «Радон» – ЛСК) на население и биоту. Ак-

© И.И. Крышев, А.Ю. Пахомов, С.Н. Брыкин, В.Г. Булгаков, Т.Г. Сазыкина, И.А. Пахомова, И.С. Серебряков, Н.С. Рознова, А.И. Крышев, И.Я. Газиев, К.В. Лунева, М.А. Дмитриева, 2012

туальность и практическая значимость рассматриваемых вопросов связана с необходимостью количественной оценки текущих и прогнозируемых уровней радиоэкологического влияния хранилищ радиоактивных отходов в условиях дальнейшего развития ядерной энергетики в Российской Федерации.

Ленинградский спецкомбинат является специализированным предприятием, обеспечивающим сбор, транспортировку, переработку, кондиционирование и долговременное хранение РАО. Предприятие расположено в 5 км от г. Сосновый Бор рядом с Ленинградской АЭС, примерно в 1 км от берега Финского залива.

Первая очередь предприятия (в том числе хранилища твердых и жидких РАО) была введена в эксплуатацию в 1962 г. С тех пор введено в эксплуатацию более 15-ти хранилищ различного назначения, большая часть из них полностью загружена и законсервирована. Общий объем РАО, принятых на долговременное хранение, превышает 60 тыс. м³. Суммарная активность РАО, хранящихся на предприятии, составляет около $2 \cdot 10^{16}$ Бк [1]. К настоящему времени хранилища твердых РАО практически полностью заполнены. На предприятии также накоплено более 1300 м³ концентратов жидких РАО. Общая площадь полигона хранения РАО 45 га.

РАДИОАКТИВНОСТЬ ОКРУЖАЮЩЕЙ СРЕДЫ В РАЙОНЕ ЛСК

Основными источниками (фактическими и потенциальными) радиационного воздействия ЛСК являются

- поступление радионуклидов от временных хранилищ твердых РАО в грунтовые воды при нарушении условий хранения отходов;
- выбросы радиоактивных веществ в атмосферу в результате технологической деятельности по переработке РАО;
- смыв радиоактивных выпадений с промплощадки в открытую гидрографическую сеть.

В грунтовых водах промплощадки предприятия наблюдаются такие техногенные радионуклиды, как ³H, ⁹⁰Sr, ¹³⁷Cs, ¹²⁵Sb, ⁶⁰Co и др. [1, 4]. Вследствие более высокой сорбции радиоцезия грунтом его максимальные концентрации практически локализованы в непосредственной близости от хранилищ, тогда как скорость миграции радиостронция в песчаной породе водонасыщенного слоя приближена к скорости миграции воды. С удалением от хранилищ твердых отходов удельные активности техногенных радионуклидов в грунтовых водах резко снижаются, таким образом их загрязнение практически локализовано в пределах промплощадки.

В прибрежной зоне Копорской губы Финского залива в местах наиболее вероятной разгрузки грунтовых вод не обнаруживается значимого повышения активности ⁹⁰Sr и ¹³⁷Cs в морских водах [4].

Величины выбросов радионуклидов в атмосферу на ЛСК представлены в табл. 1 [5, 7]. Выброс трития в среднем составляет $1,6 \cdot 10^{12}$ Бк/г. Высота источников выбросов на ЛСК не превышает 26 м.

Техногенная радиоактивность аэрозолей приземного воздуха на территории предприятия практически полностью формируется за счет влияния выбросов ЛАЭС, расположенной вблизи ЛСК. При этом объемные активности радионуклидов в приземном воздухе в районе расположения ЛСК значительно ниже допустимых значений (в 10^4 – 10^6 раз).

Уровень радиоактивности почвы и растительности на промплощадке и в санитарно-защитной зоне ЛСК не отличается от уровней регионального радиационного фона. Основным техногенным радионуклидом в почве является ¹³⁷Cs, содержание которого в среднем составляет $1,8 \pm 0,2$ кБк/м². Содержание ⁶⁰Co в пробах почвы в последние годы было ниже минимально детектируемой активности, равной 0,1 кБк/м².

Таблица 1

Мощность выбросов радионуклидов в атмосферу, Бк/г

Радионуклид	2008 г.	2009 г.	2010 г.	Допустимый выброс
^{89,90} Sr	$1,25 \cdot 10^7$	$6,80 \cdot 10^7$	$3,84 \cdot 10^7$	$1,90 \cdot 10^9$
¹³⁷ Cs	$1,00 \cdot 10^7$	$8,50 \cdot 10^7$	$4,80 \cdot 10^7$	$2,37 \cdot 10^9$
²¹⁰ Pb	$2,50 \cdot 10^6$	$1,70 \cdot 10^7$	$9,60 \cdot 10^6$	$4,74 \cdot 10^8$
²¹⁰ Po	$3,55 \cdot 10^6$	$1,15 \cdot 10^7$	$1,10 \cdot 10^7$	$3,17 \cdot 10^7$
Σ Pu	$3,55 \cdot 10^6$	$1,15 \cdot 10^7$	$1,10 \cdot 10^7$	$3,17 \cdot 10^7$

ОЦЕНКА ПЛАНИРУЕМОЙ ДОЗЫ ОТ ВЫБРОСОВ ЛСК

Оценка планируемой дозы от выбросов радиоактивных веществ ЛСК производилась на основании методики ДВ-98 [6] с учетом проекта методики ДВ-2010. Величины выбросов задавались по усредненным данным представленным в табл. 1. Основным источником выбросов ЛСК является здание 30, в котором расположены установки сжигания, цементирования и прессования РАО. Результаты расчета среднегодовых концентраций радионуклидов в воздухе и их выпадений на подстилающую поверхность от выбросов ЛСК приведены в табл. 2.

Таблица 2

Расчетные оценки среднегодовых концентраций радионуклидов в воздухе и их выпадений на подстилающую поверхность от выбросов ЛСК

Нуклид	Концентрации в воздухе, Бк/м ³	Выпадения на поверхность земли, Бк/м ²
⁹⁰ Sr	$3,1 \cdot 10^{-7}$	$8,2 \cdot 10^{-2}$
¹³⁷ Cs	$2,5 \cdot 10^{-7}$	$6,5 \cdot 10^{-2}$
²¹⁰ Pb	$6,2 \cdot 10^{-8}$	$1,6 \cdot 10^{-2}$
²¹⁰ Po	$8,6 \cdot 10^{-8}$	$2,2 \cdot 10^{-2}$
²³⁹ Pu	$8,6 \cdot 10^{-8}$	$2,2 \cdot 10^{-2}$

Из таблицы 3 видно, что концентрации радионуклидов в воздухе на 5–8 порядков меньше допустимых объемных активностей для населения, приведенных в НРБ-99/2009.

Дозы облучения населения от выбросов ЛСК представлены в табл. 3, из которой видно, что значения доз невелики и не превышают $1,1 \cdot 10^{-4}$ мЗв/г., что на два порядка ниже величины дозы, относящейся к категории пренебрежимого радиационного риска. Наибольший вклад в суммарную дозу планируемого облучения

Таблица 3

Результаты расчета доз облучения населения от выбросов ЛСК

Доза облучения, Зв/г	От продуктов питания	От вдыхания	От облака	От почвы	Суммарная доза
	$9,2 \cdot 10^{-8}$	$2,2 \cdot 10^{-8}$	$1,4 \cdot 10^{-14}$	$1,3 \cdot 10^{-10}$	
Наиболее значимые радионуклиды (вклад в дозу, %)	²¹⁰ Po – 68% ²¹⁰ Pb – 19% ⁹⁰ Sr – 8%	²³⁹ Pu – 91% ²¹⁰ Po – 7%	¹³⁷ Cs – 100%	¹³⁷ Cs – 100%	²¹⁰ Po – 59% ²³⁹ Pu – 20% ²¹⁰ Pb – 16%

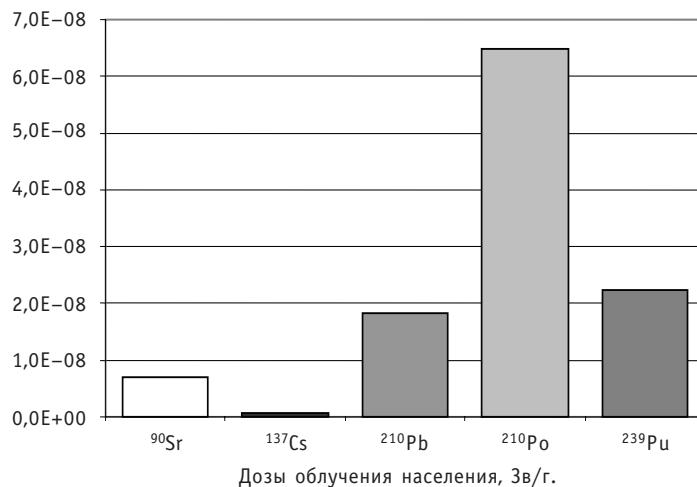


Рис 1. Дозы облучения населения различными нуклидами от выбросов ЛСК

вносят продукты питания ($9,2 \cdot 10^{-5}$ мЗв/г.), а из выбрасываемых радионуклидов – ^{210}Po ($6,5 \cdot 10^{-5}$ мЗв/г.) (рис. 1).

ОЦЕНКА ДОЗЫ СУЩЕСТВУЮЩЕГО ТЕХНОГЕННОГО ОБЛУЧЕНИЯ В РАЙОНЕ РАСПОЛОЖЕНИЯ ЛСК

Дозы существующего техногенного облучения в районе расположения ЛСК формируются выбросами не только этого предприятия, но и ЛАЭС, расположенной вблизи ЛСК, а также выпадениями радионуклидов в результате Чернобыльской аварии и предшествующих испытаний ядерного оружия.

Обобщенные данные о выбросах контролируемых радионуклидов на ЛАЭС и формируемыми ими параметрах радиационной обстановки, рассчитанных по методике ДВ-98, представлены в табл. 4.

Сравнение оценок дозы в табл. 3 и 4 свидетельствует о том, что в штатном режиме дозы облучения от выбросов ЛАЭС несколько выше (в 1,4 раза) по сравнению с дозами от выбросов ЛСК, однако значительно ниже допустимого предела дозы для населения (более чем в 6000 раз) и в 100 раз ниже радиационного техногенного фона. Вклад в дозу от выбросов ЛАЭС для различных радионуклидов составляет ^{137}Cs – 47%, ^{134}Cs – 19%, ^{131}I – 18%, ^{60}Co – 16%.

Доза существующего техногенного облучения в районе расположения ЛСК и ЛАЭС составляет $1,5 \cdot 10^{-5}$ Зв/г. и практически полностью определяется ^{137}Cs , по-

Таблица 4

Выбросы радионуклидов на ЛАЭС и формируемые ими параметры радиационной обстановки

Радионуклид	Выбросы в атмосферу, Бк/г.	Объемная активность в воздухе, Бк/м ³	Выпадения на поверхность земли, Бк/м ² в год	Доза на население, Зв/г.
^{60}Co	$8,4 \cdot 10^7$	$1,8 \cdot 10^{-6}$	0,45	$2,4 \cdot 10^{-8}$
^{131}I	$8,2 \cdot 10^8$	$1,7 \cdot 10^{-5}$	4,4	$2,7 \cdot 10^{-8}$
^{134}Cs	$3,5 \cdot 10^7$	$7,3 \cdot 10^{-7}$	0,19	$2,9 \cdot 10^{-8}$
^{137}Cs	$1,3 \cdot 10^8$	$2,8 \cdot 10^{-6}$	0,71	$7,1 \cdot 10^{-8}$
Суммарная доза от выбросов ЛАЭС				$1,5 \cdot 10^{-7}$

павшим в окружающую среду в результате предшествующих испытаний ядерного оружия и атмосферных выпадений после Чернобыльской аварии.

ПРОГНОЗНАЯ ОЦЕНКА ДОЗЫ ОБЛУЧЕНИЯ ПРИ ГИПОТЕТИЧЕСКОЙ АВАРИИ

В качестве сценария гипотетической аварии было принято падение самолета на территорию ЛСК. Предполагается, что радиационная авария может произойти в хранилище твердых РАО, размещенных навальным способом. Геометрический объем хранилища ТРО составляет 3000 м³. Общая активность накопленных ТРО оценивается в 10¹⁶ Бк, что составляет по активности около половины всех накопленных на предприятии РАО. Основной вклад в эту активность вносят ³H, ⁶⁰Co и ¹³⁷Cs, находящиеся в отработанных закрытых радиационных источниках. Вклад других радионуклидов (⁹⁰Sr, ²¹⁰Pb, ²¹⁰Po, ²³⁹Pu) в общую активность ТРО, размещенных в хранилище значительно ниже. Радионуклидный состав аварийного выброса представлен в табл. 5.

Таблица 5

Радионуклидный состав аварийного выброса для сценария гипотетического падения самолета в хранилище ТРО ЛСК

Радионуклид	Период полураспада	Активность, Бк
³ H	12,3 лет	9,9·10 ¹³
⁶⁰ Co	5,27 лет	5·10 ¹¹
¹³⁷ Cs	30,0 лет	5·10 ¹¹
⁹⁰ Sr	29,1 лет	1·10 ¹⁰
²¹⁰ Pb	22,3 лет	1·10 ⁹
²¹⁰ Po	138 сут	1·10 ⁹
²³⁹ Pu	24100 лет	1,5·10 ⁹

Примечание. Эффективная высота выброса принята равной 30 м

Предполагается, что при падении самолета все оставшееся в нем топливо загорится; внутри пожара существует высокий уровень турбулентности, и зона пожара является изотермической и гомогенной, а ее форма остается сферической; прекращение горения топлива и отрыв зоны пожара от поверхности земли происходят одновременно; зона горения топлива при аварии представляет собой сферу, касательную к поверхности земли и расширяющуюся в радиальном направлении, при этом центр зоны движется вверх; в ближней зоне взрыва наибольшую радиационную опасность будет представлять рассеяние радионуклидов, обусловленное их присутствием в дымовом столбе, формирующемся под всплывающим радиоактивным облаком. При сделанных выше предположениях высота дымового столба, как показывают расчеты, составит около 30-ти метров.

Следует отметить, что рассматриваемый сценарий является гипотетическим и одним из наихудших с точки зрения возможных радиационных последствий. Вполне вероятно, что топливо не загорится как целое, а перед вспышкой успеет распределиться по поверхности или не будет целиком вовлечено во всплывающее облако. В этом случае пожар будет носить поверхностный характер с меньшим количеством выброшенной активности, и его можно будет относительно быстро потушить.

Расчеты последствий гипотетической радиационной аварии проводились с использованием гауссовой модели атмосферной диффузии радионуклидов. В качестве определяющих метеорологических параметров были выбраны категории устойчивости пограничного слоя атмосферы, направление и скорость ветра на высоте выброса, параметр шероховатости, эффективная высота источника выброса.

Анализ распределения численности населения в зоне возможного воздействия аварии на ЛСК показывает, что наиболее неблагоприятные метеоусловия во время аварии возникают в случае, если ветер дует в северо-восточном направлении (юго-западный ветер) в течение периода аварийного выброса. В северо-восточном секторе на расстоянии около 6 км от ЛСК находится г. Сосновый Бор, в котором проживает около 63-х тыс. человек. Во всех остальных секторах на расстояниях до 25–30 км от ЛСК численность населения существенно ниже.

Для выбора наиболее неблагоприятного состояния устойчивости атмосферы при условной аварии на ЛСК были проведены оценки доз облучения населения, при юго-западном ветре и различных состояниях устойчивости атмосферы. Расчеты показали, что при высоте выброса 30 м наиболее опасной метеорологической ситуацией является нейтральное состояние устойчивости атмосферы (категория устойчивости D). В качестве характеристики подстилающей поверхности в районе ЛСК использовался коэффициента шероховатости $z_0 = 0,1$. Изменение z_0 в пределах 0,05–0,2 не приводит к изменению дозы облучения более чем на 10% величины.

Были выполнены расчеты пространственного распределения объемной активности нуклидов в приземном слое атмосферного воздуха при прохождении радиоактивного облака, а также распределения поверхностной активности нуклидов для различных моментов времени после аварии. На основании данной информации определялись дозы облучения населения, а также плотность загрязнения подстилающей поверхности.

При расчете доз учитывались следующие пути облучения: внешнее облучение от облака выброса и поверхности почвы; внутреннее облучение от вдыхания активности из облака.

Согласно расчетам, наибольшую дозу облучения получит взрослое население. Индивидуальная прогнозируемая доза облучения этой группы за 10 суток не превысит уровень A , равный 5 мЗв (табл. 6.3 НРБ-99/2009), для меры защиты – «укрытие» по критерию «облучение всего тела». Таким образом, неотложных мер защиты в начальный период гипотетической аварии применять не требуется. Максимальная доза облучения за 10 суток ожидается на расстоянии 1,4 км от места выброса радионуклидов в атмосферу. Около 86% эффективной дозы облучения за 10 суток связаны с ингаляционным облучением, 14% – с внешним облучением от выпадений на подстилающую поверхность. Вклад в дозу внешнего облучения от облака пренебрежимо мал.

Консервативная оценка максимальной эффективной дозы облучения взрослого человека за 10 суток с учетом трех перечисленных выше путей облучения составляет около 1 мЗв, а за год – около 6 мЗв. Увеличение дозы на 5 мЗв связано с облучением от подстилающей поверхности.

На рисунке 2 представлены зоны с различными уровнями облучения взрослого населения на открытой местности в течение одного года после начала аварии. Первая зона ограничивает территорию, на которой доза облучения превосходит 1 мЗв. Ее максимальная ширина около 0,5 км, длина – около 9 км. В следующей зоне уровень облучения от 0,3 до 1 мЗв. На рисунке 2 помещена таблица, в которой приведены площади этих зон и проинтегрированные по площади дозы облучения.

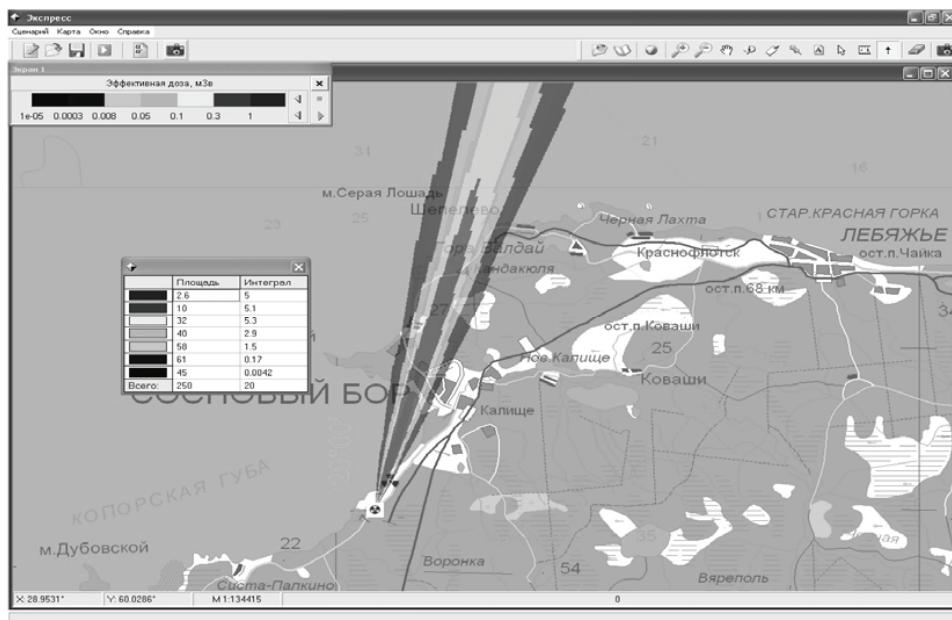


Рис. 2. Территории с различными уровнями эффективных доз облучения взрослого населения за 365 суток после начала гипотетической аварии на ЛСК

чения. Из таблицы видно, что площадь первой зоны составляет $2,6 \text{ км}^2$, средняя доза в ней равна около 2 мЗв (значение во втором столбце делится на значение в первом).

Анализ полученных результатов показывает, что около 70 % дозы за первый год после рассматриваемой гипотетической аварии связаны с облучением от ^{60}Co , 17% дозы обусловлены ^{137}Cs , 12% – вклад ^{239}Pu . Суммарная доза облучения от ^3H , ^{90}Sr , ^{210}Pb , ^{210}Po не превосходит 2% годовой аварийной дозы.

ОЦЕНКА ДОЗЫ ОБЛУЧЕНИЯ РЕФЕРЕНТНЫХ ОБЪЕКТОВ БИОТЫ

Оценки дозовых нагрузок на биоту от хранилищ ЛСК выполнялись для референтных представителей природной биоты, обитающих в непосредственной близости от хранилища РАО. Из перечня референтных типов биоты, рекомендованных МКРЗ (ICRP, 2009), репрезентативными для оценки радиоэкологической ситуации вблизи хранилища РАО являются следующие организмы: дождевой червь, мышь, сосна, травянистая растительность.

Условия обитания референтных организмов в непосредственной близости от хранилища РАО (менее 0,5 м от стен) предполагались следующими:

- почвенное беспозвоночное (червь) постоянно находится внутри загрязненного грунта вблизи загрязненных почвенных вод;
- норное животное (мышь) половину времени проводит в норе, вырытой в загрязненном грунте; половину времени – на поверхности загрязненного грунта вблизи стенки хранилища РАО;
- дерево и трава растут на загрязненном грунте в непосредственной близости от стены хранилища РАО; питание растений происходит из загрязненных грунтов и почвенных вод с концентрациями радионуклидов, соответствующих активностям в скважинах по периметру хранилищ РАО.

Параметры радиационной обстановки в непосредственной близости к хранилищам ЛСК были взяты из данных мониторинга; для консервативных оценок использовались следующие обобщенные значения:

- мощность дозы на поверхности хранилища твердых радиоактивных отходов – до 15 мкГр/ч ;
- содержание техногенных радионуклидов в грунтовых водах в скважинах по периметру хранилищ, Бк/л : $^{137}\text{Cs} - 6,7 \cdot 10^2$; $^{90}\text{Sr} - 4,4 \cdot 10^3$; $^3\text{H} - 3,7 \cdot 10^7$; $^{239}\text{Pu} - 0,5$;
- содержание техногенных радионуклидов в грунте вблизи стен хранилищ, Бк/кг : $^{137}\text{Cs} - 3,7 \cdot 10^4$; $^{90}\text{Sr} - 3,7 \cdot 10^4$; $^3\text{H} - 8,1 \cdot 10^6$; $^{239}\text{Pu} - 0,5$.

Расчеты дозовых нагрузок на референтные объекты биоты проводились в соответствии с методикой и моделями работ [2, 9–11]. Результаты расчетов представлены в табл. 6; вклады отдельных техногенных радионуклидов в мощность дозы внутреннего облучения биоты вблизи хранилищ ТРО предприятия – в табл. 7.

Таблица 6

Уровни хронического облучения биоты вблизи хранилищ радиоактивных отходов ЛСК, 10^{-6} Гр/ч

Референтный организм	Мощность дозы внешнего облучения	Мощность дозы внутреннего облучения	Суммарная мощность дозы
Мышь	15	125	140
Дождевой червь	19	91	110
Трава	19	72	91
Дерево	5	80	85

Таблица 7

Мощности дозы внутреннего облучения биоты различными радионуклидами вблизи хранилищ радиоактивных отходов ЛСК, 10^{-6} Гр/ч

Радионуклид	Организм			
	Мышь	Дождевой червь	Трава	Дерево
^{137}Cs	18	5,2	1,0	1,2
^{90}Sr	40	19	3,9	12
^3H	67	67	67	67
^{239}Pu	$3,5 \cdot 10^{-4}$	$1,5 \cdot 10^{-2}$	$7,5 \cdot 10^{-6}$	$1,5 \cdot 10^{-6}$
Сумма от всех радионуклидов	125	91	72	80

Рассчитанные дозовые нагрузки на биоту являются консервативными и отражают наибольшие уровни облучения, которые могут получить организмы природных экосистем вблизи хранилищ ЛСК. Эти максимальные величины дозовых нагрузок лежат в пределах интервала значений референтных безопасных уровней хронического облучения организмов биоты – $(40-400) \cdot 10^{-6} \text{ Гр/ч}$, представленных в публикации НКДАР ООН [11]. Таким образом, даже для таких консервативных оценок не следует ожидать заметного снижения продолжительности жизни референтных организмов биоты, обитающих вблизи ЛСК.

За пределами промплощадки предприятия уровни облучения организмов биоты существенно снижаются и практически не превышают фоновых значений.

Для более точных оценок дозовых нагрузок и выявления потенциальных радиационных эффектов целесообразно проводить систематический радиоэкологический мониторинг уровней загрязнения биоты в непосредственной близости от хранилищ РАО. Поскольку территория в непосредственной близости от хранилищ РАО явля-

ЭКОЛОГИЯ ЭНЕРГЕТИКИ

ется весьма малой частью естественного ареала обитания локальных популяций референтных организмов, на популяционном уровне влияние ЛСК незначительно.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Результаты комплексной оценки радиационно-экологического воздействия хранилищ радиоактивных отходов Ленинградского спецкомбината показывают, что дозы планируемого облучения от штатных выбросов составляют в среднем $1,1 \cdot 10^{-4}$ мЗв/г., т.е. значительно ниже уровня дозы, относящейся к категории пренебрежимого радиационного риска. По сравнению с планируемым облучением более высокие дозы характерны для существующего облучения ($1,5 \cdot 10^{-2}$ мЗв/г.), что обусловлено региональным техногенным радиационным фоном, не связанным с деятельностью ЛСК. Основной вклад в этот техногенный фон в рассматриваемом случае дает ^{137}Cs «чернобыльского» происхождения. Вместе с тем следует отметить, что дозы существующего облучения значительно ниже допустимых пределов дозы и не превышают 1–2% от природного фона. Показано, что при заданном сценарии радиационной аварии отсутствуют территории в районе расположения предприятия, на которых меры защиты населения необходимо применять в обязательном порядке.

Дозы облучения объектов биоты выше дозы техногенного облучения населения. Более высокие уровни облучения характерны для организмов наземной биоты в непосредственной близости от хранилищ радиоактивных отходов ЛСК. Однако и эти максимальные дозы находятся в пределах референтных безопасных уровней облучения организмов биоты, которые не должны оказываться на продолжительности их жизни. За пределами промплощадки предприятия дозы облучения биоты не превышают фоновых значений.

Литература

1. Андерсон Е.Б., Савоненков В.Г., Шабалев С.И. Перспективы создания подземных могильников РАО в нижнекембрийских глинах Ленинградской области/Труды Радиевого института им. В.Г. Хлопина. – Т. XI, 2006.
2. Крышев И.И., Сазыкина Т.Г. Имитационные модели динамики экосистем в условиях антропогенного воздействия ТЭС и АЭС. – М.: Энергоатомиздат, 1990.
3. Нормы радиационной безопасности (НРБ-99/2009). СП 2.6.1.2523-2009. – М.: Минздрав России, 2009.
4. Оценка влияния атомно-промышленного комплекса на подземные воды и смежные природные объекты (г. Сосновый Бор Ленинградской области)/Подред. В.Г. Румынина. – СПб.: СПбГУ, 2003.
5. Росгидромет. ГУ «НПО Тайфун». Радиационная обстановка на территории России и сопредельных государств в 2009 г. – Обнинск: Росгидромет, 2010.
6. Руководство по установлению допустимых выбросов радиоактивных веществ в атмосферу (ДВ-98). – М.: Госкомэкология России, Минатом России, 1999.
7. Серебряков И.С., Брыкин С.Н. Радиационная обстановка на предприятиях Государственной корпорации Росатом в 2010 г. – М.: ФГУП РосРАО, 2011.
8. ICRP – International Commission on Radiological Protection. Publication 108. Environmental Protection: the Concept and Use of Reference Animals and Plants. Annals of the ICRP, 2009.
- 9 Kryshev, A.I., Sazykina, T.G., Strand, P. & Brown, J.E. Radioecological model for dose estimation to Arctic marine biota. In: Proceedings of the 5th International Conference on Environmental Radioactivity in the Arctic and Antarctic. NRPA, 2002. – P. 326-329.
10. Ulanovsky A., Prugh G. Tables of dose conversion coefficients for estimating internal and external radiation exposures to terrestrial and aquatic biota//Radiation and Environmental Biophysics. – 2008. – V. 47 (2). – P. 195-203.
11. UN – United Nations. Effects of radiation on the environment. UNSCEAR 2008 Report to the General Assembly with Scientific Annexes. Volume II, Scientific Annex E. Effect of ionizing radiation on non-human biota. United Nations, New York, 2011.

Поступила в редакцию 5.03.2012

ОЦЕНКА ЧУВСТВИТЕЛЬНОСТИ МОДЕЛИ РАЗВИТИЯ ЯДЕРНОЙ ЭНЕРГЕТИКИ РОССИИ К ВОЗМОЖНЫМ ИЗМЕНЕНИЯМ ВЫБРАННЫХ ЭКОНОМИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ

А.Ф. Егоров*, В.В. Коробейников*, Е.В. Поплавская*, Г.А. Фесенко**

* ГНЦ РФ-Физико-энергетический институт им. А.И. Лейпунского, г. Обнинск

** Обнинский институт атомной энергетики НИЯУ МИФИ, г. Обнинск



Оценивается чувствительность сценариев развития ядерной энергетики России к изменениям выбранных экономических индикаторов, влияющих на ее структуру. В модельных сценариях предполагается одинаковым вклад ядерной энергетики в энергетику России. Для исследований стратегий энергоснабжения используется код MESSAGE – программный инструмент МАГАТЭ. В зависимости от изменения экономических параметров исследуется изменение структуры ядерной энергетики.

Ключевые слова: моделирование топливного цикла, реактор типа ВВЭР-1000, анализ чувствительности, оптимизация, ядерная энергетика, экономические показатели, реакторы на быстрых нейтронах.

Key words: nuclear fuel cycle modelling, VVER-1000 reactor type, sensitivity analysis, optimization, nuclear power, economic parameters, fast reactors.

ВВЕДЕНИЕ

В России доля ЯЭ в производстве электроэнергии составляет 16,8%. По программе развития энергетики доля атомных станций будет расти, и для того чтобы понять в каком направлении должна двигаться отрасль, необходимо представить как будут работать комплекс атомных станций и сопутствующая инфраструктура через 30 – 50 лет. Такая система должна учитывать огромное количество факторов как экономического, так и технического (ресурсы, технологии) плана. Цель данной работы состояла в попытке оценить как изменения экономических параметров на выбранном отрезке стоимостей, элементов топливного цикла ядерной энергетики смогут повлиять на ее структуру.

Для исследований в области экономики применялся программный комплекс MESSAGE, который широко используется в задачах энергетического планирования. Этот инструмент позволяет определить оптимальную стратегию энергоснабжения с учетом определенных пользователем доступных ресурсов, технологий и ограничений. В рамках данной работы исследовались сценарии развития ядерной энергетики на долгосрочную перспективу, когда значительно обостряются ресурсные

© А.Ф. Егоров, В.В. Коробейников, Е.В. Поплавская, Г.А. Фесенко, 2012

АТОМНЫЕ ЭЛЕКТРОСТАНЦИИ

ограничения и возникнет необходимость широкомасштабного ввода реакторов на быстрых нейтронах.

В зависимости от экономических показателей исследовались различные варианты наиболее выгодного сочетания быстрых и тепловых реакторов. Причем возникали ситуации, когда решение оптимизационной задачи линейного программирования математической модели давало вариант, где доля быстрых реакторов под конец модельного периода снижалась при определенных сочетаниях входных экономических параметров. По выбранному ряду индикаторов были проведены оценки и сделаны выводы о необходимом направлении и шагах дальнейших исследований, которые надо предпринять для устойчивого развития ЯЭ.

ОБЩАЯ МОДЕЛЬ

Основными компонентами и элементными составляющими рассматриваемой энергетической системы в выбранном масштабе времени являются

- ресурсы (уран, плутоний, нарабатываемый в реакторах, и «оружейный» плутоний, который можно использовать в мирных целях);
- технологии (реакторы, работающие на тепловых и быстрых нейтронах);
- сопутствующая инфраструктура (заводы по производству и переработке топлива, хранилища ОЯТ и радиоактивных отходов). Основными характеристиками (свойствами) элементов системы служили технические и экономические показатели.

Расчетная схема включает в себя основные компоненты ЯТЦ: конверсию, обогащение, изготовление топлива, облучение топлива в реакторе, охлаждение и временное хранение отработавшего топлива, переработку отработавшего топлива, хранение выделенных после переработки продуктов.

Модель позволяет анализировать потоки ядерных материалов и производить экономический анализ и оптимизацию структуру ЯЭ. В модели предполагается многократное использование плутония, выделенного из топлива тепловых реакторов ВВЭР, усовершенствованных ВВЭР (УВВЭР) и быстрых реакторов нескольких типов в зависимости от коэффициента воспроизводства. Остальные выделенные продукты (облученный уран, МА и продукты деления) хранятся и могут быть в дальнейшем использованы или захоронены. Облученное топливо реакторов РБМК не перерабатывается, а находится на временном хранении.

Модельные предположения

Приведенные в работе результаты расчетов получены при следующих модельных предположениях:

- интервал прогнозирования ограничен 2050 г;
- шаг моделирования равен одному году;
- на данном этапе исследования непрерывность ввода мощностей ЯЭ;
- норма дисконтирования – 5%;
- ресурсы урана принимались равными 1 млн. т и были распределены по категориям стоимости.

В базовом сценарии развития ядерной энергетики предполагается выполнение ФЦП [1] до 2020 г. с дальнейшим наращиванием установленной мощности ЯЭ до 100 ГВт к 2050 г.; в высоком сценарии – 170 ГВт (эл) к 2050 г. с учетом экспорта тепловых реакторов. Согласно ФЦП, к 2015 г. установленные мощности внутрироссийских АЭС достигнут величины 34,4 ГВт, к 2020 г. – 42,5 ГВт. В структуре учтена история ввода и вывода реакторов РБМК и ВВЭР. Структура оптимизирована по затратам с 2020 г. В сценарии ввод быстрых реакторов БН-800 осуществляется по одному блоку в 2013, 2018 и 2021 гг. В период 2018–2035 гг. в эксплуатацию

вводятся девять блоков РУ БН-1200. С 2036 г. возможен неограниченный ввод реакторов БН-К-1,2,3 (комерческая версия реакторов типа БН-1200 с коэффициентами воспроизведения соответственно – 1,2, 1,3, 1,4). В базовом и высоком сценариях доля быстрых реакторов ограничена доступным плутонием, получаемым после переработки отработавшего топлива тепловых реакторов и части оружейного.

ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ УДЕЛЬНЫХ КАПИТАЛЬНЫХ ЗАТРАТ РЕАКТОРА БН-1200 НА СТРУКТУРУ ЯЭ

В базовом варианте развития ЯЭ удельные капитальные затраты [2] на строительство реакторов БН-1200 и усовершенствованных реакторов на тепловых нейтронах УВВЭР-1000 были приняты одинаковыми – 1625 долл. США/кВт. Для определения зависимости структуры ЯЭ, т.е. соотношения быстрых и тепловых реакторов, от величины удельных капитальных затрат на строительство реактора БН-1200 были рассмотрены варианты с пошаговым увеличением капитальных затрат на 10% на отрезке 10–50% (табл. 1). Анализ представленных данных показывает, что повышение капитальных затрат реакторов БН на 10% уже приводит к существенному изменению соотношения тепловых и быстрых реакторов в парке ядерной энергетики. К 2050 г. доля быстрых реакторов снизится с 39 до 19%.

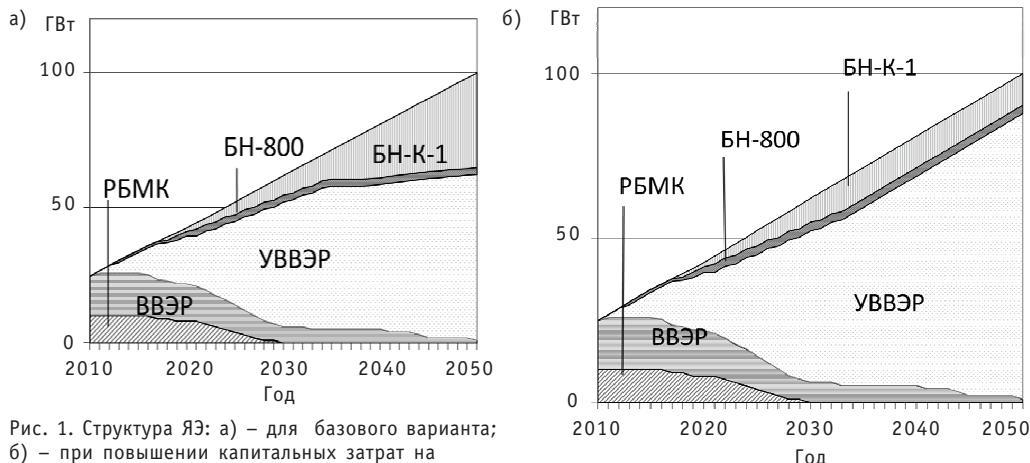
На рисунке 1 показано изменение структуры ЯЭ относительно базового варианта при повышении удельных капитальных затрат на строительство реактора БН-1200 на 50%. Доля перспективных быстрых реакторов остается до 2050 г. на уровне 14–15%.

Таблица 1

Оценка влияния увеличения удельных капитальных затрат на строительство реактора БН-1200 на соотношение быстрых и тепловых реакторов в структуре ЯЭ. Базовый сценарий развития

Вариант (рост удельных капитальных затрат, %)	Годы	2015	2020	2025	2030	2035	2040	2045	2050
	Мощность, ГВт(эл)	34,4	42,53	52,27	62	71,5	81	90,5	100
Доля тепловых и быстрых реакторов в парке ЯЭ									
Базовый сценарий	ТР	0,97	0,93	0,86	0,84	0,81	0,72	0,72	0,61
	БР	0,03	0,07	0,14	0,16	0,19	0,28	0,28	0,39
10	ТР	0,97	0,93	0,86	0,84	0,81	0,8	0,8	0,81
	БР	0,03	0,07	0,14	0,16	0,19	0,2	0,2	0,19
20	ТР	0,97	0,93	0,86	0,84	0,82	0,83	0,85	0,86
	БР	0,03	0,07	0,14	0,16	0,18	0,17	0,15	0,14
30	ТР	0,97	0,93	0,86	0,84	0,83	0,83	0,85	0,86
	БР	0,03	0,07	0,14	0,16	0,17	0,17	0,15	0,14
40	ТР	0,97	0,93	0,86	0,84	0,83	0,85	0,85	0,86
	БР	0,03	0,07	0,14	0,16	0,17	0,15	0,15	0,14
50	ТР	0,97	0,93	0,86	0,84	0,83	0,83	0,85	0,87
	БР	0,03	0,07	0,14	0,16	0,17	0,17	0,15	0,13

АТОМНЫЕ ЭЛЕКТРОСТАНЦИИ



Необходимо отметить, что чувствительность к удельным капитальным затратам на строительство блоков быстрых реакторов зависит от масштаба ЯЭ. При рассмотрении высокого сценария (170 ГВт (эл) к 2050 г. с учетом экспорта тепловых реакторов) изменения в структуре ЯЭ в 2050 г. наблюдаются при большем (на 30 – 50%) увеличении удельных капитальных затрат на строительство ректоров БН (табл. 2).

Таким образом, анализ чувствительности, проведенный с помощью программы MESSAGE, показывает, что

- удельные капитальные затраты на строительство реакторов БН-1200 являются чувствительным фактором в обеспечении конкурентоспособности реактора;

Таблица 2

**Оценка влияния увеличения удельных капитальных затрат на строительство реактора БН-1200 на соотношение быстрых и тепловых реакторов в структуре ЯЭ.
Высокий сценарий развития**

Вариант (рост удельных капитальных затрат, %)	Годы	2015	2030	2035	2040	2045	2050
		Мощность, ГВт(эл)	122*)	134	146	158	170
	Доля тепловых и быстрых реакторов в парке ЯЭ						
Высокий сценарий	TP	0,97	0,84	0,81	0,72	0,61	0,54
	БР	0,03	0,16	0,19	0,28	0,39	0,46
10	TP	0,97	0,84	0,81	0,72	0,61	0,54
	БР	0,03	0,16	0,19	0,28	0,39	0,46
20	TP	0,97	0,84	0,81	0,79	0,73	0,65
	БР	0,03	0,16	0,19	0,21	0,27	0,35
30	TP	0,97	0,84	0,82	0,83	0,85	0,84
	БР	0,03	0,16	0,18	0,17	0,15	0,16
50	TP	0,97	0,84	0,82	0,83	0,85	0,87
	БР	0,03	0,16	0,18	0,17	0,15	0,13

*) в предположении объема экспорта на уровне суммарной мощности российских АЭС

- для успешного функционирования двухкомпонентной системы на основе тепловых и быстрых реакторов в ЗЯТЦ с демонстрацией всех присущих ей преимуществ превышение удельных капитальных затрат на строительство реакторов БН-1200 по сравнению с усовершенствованным тепловым реактором УВВЭР-1000 должно быть не более 10% для базового сценария;
- необходимо продолжать НИОКР, направленные на поиск оптимальных путей снижения капитальных затрат реакторов типа БН.

ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ ИЗМЕНЕНИЯ КАПИТАЛЬНЫХ ЗАТРАТ НА СТРОИТЕЛЬСТВО РЕАКТОРОВ УВВЭР НА СТРУКТУРУ ЯЭ

Для реакторов УВВЭР-1000 было рассмотрено аналогичное увеличение капитальной составляющей в диапазоне от 10 до 50%. Полученные результаты приведены в табл. 3.

Таблица 3

Оценка влияния увеличения удельных капитальных затрат на строительство УВВЭР-1000 на соотношение быстрых и тепловых реакторов в структуре атомной энергетики. Базовый сценарий развития ЯЭ

Вариант (рост удельных капитальных затрат, %)	Годы	2015	2020	2025	2030	2035	2040	2045	2050
		Мощность, ГВт(эл)	34,4	42,53	52,27	62	71,5	81	90,5
Доля тепловых и быстрых реакторов в парке ЯЭ									
Базовый сценарий	TP	0,97	0,93	0,86	0,84	0,81	0,72	0,67	0,61
	БР	0,03	0,07	0,14	0,16	0,19	0,28	0,38	0,39
10	TP	0,97	0,93	0,86	0,84	0,81	0,72	0,61	0,54
	БР	0,03	0,07	0,14	0,16	0,19	0,28	0,39	0,46
20	TP	0,97	0,93	0,86	0,84	0,81	0,72	0,61	0,54
	БР	0,03	0,07	0,14	0,16	0,19	0,28	0,39	0,46
30	TP	0,97	0,93	0,86	0,84	0,81	0,72	0,61	0,54
	БР	0,03	0,07	0,14	0,16	0,19	0,28	0,39	0,46
40	TP	0,97	0,93	0,86	0,84	0,81	0,72	0,61	0,54
	БР	0,03	0,07	0,14	0,16	0,19	0,28	0,39	0,46
50	TP	0,97	0,93	0,86	0,84	0,81	0,72	0,61	0,54
	БР	0,03	0,07	0,14	0,16	0,19	0,28	0,39	0,46

Расчетные исследования показали, что эффект от увеличения капитальных затрат на строительство перспективных реакторов УВВЭР-1000 начнет проявляться к 2050 г. При этом доля БР в парке ЯЭ увеличивается с 39 до 46%.

На рисунке 2 показано изменение структуры ЯЭ относительно базового варианта при повышении капитальных затрат на строительство реактора УВВЭР-1000 на 50%.

Необходимо отметить, что чувствительность к рассматриваемому параметру также зависит от масштаба развития ЯЭ.

АТОМНЫЕ ЭЛЕКТРОСТАНЦИИ

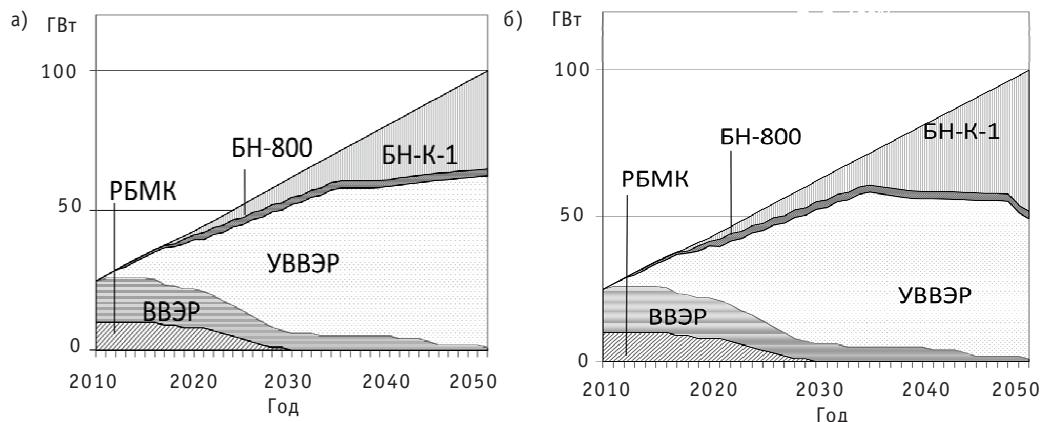


Рис. 2. Структура ЯЭ: а) – для базового варианта;
б) – при повышении капитальных затрат на строительство УВВЭР-1000 на 50%

ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ ИЗМЕНЕНИЯ СТОИМОСТИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ТОПЛИВА НА СТРУКТУРУ ЯЭ

В данном разделе рассматривается влияние переменных затрат на производство МОКС-топлива для реакторов БН-1200 на их конкурентоспособность в сравнении с перспективными тепловыми реакторами. В базовом варианте была принята стоимость изготовления МОКС-топлива, равная 2400\$/кг. Далее было рассмотрено несколько вариантов с увеличенной стоимостью изготовления МОКС-топлива в диапазоне от 30 до 170%. Результаты исследований приведены в табл. 4 и на рис. 3.

Результаты, представленные в табл. 4, показывают, что с повышением стоимости производства МОКС-топлива происходит снижение доли быстрых реакторов в ядерной энергетике. При этом с повышением стоимости на 30% быстрые реакто-

Таблица 4

Оценка влияния увеличения стоимости МОХ-топлива на соотношение быстрых и тепловых реакторов в структуре ЯЭ

Вариант (рост переменных затрат, %)	Годы	Доля тепловых и быстрых реакторов в парке ЯЭ								
		Мощность, ГВт(эл)								
		2015	2020	2025	2030	2035	2040	2045	2050	
Базовый сценарий	ТР	0,97	0,93	0,86	0,84	0,81	0,72	0,67	0,62	
	БР	0,03	0,07	0,14	0,16	0,19	0,28	0,33	0,38	
30	ТР	0,97	0,93	0,86	0,84	0,81	0,81	0,8	0,81	
	БР	0,03	0,07	0,14	0,16	0,19	0,19	0,2	0,19	
40	ТР	0,97	0,93	0,86	0,84	0,82	0,83	0,84	0,86	
	БР	0,03	0,07	0,14	0,16	0,18	0,17	0,16	0,14	
50	ТР	0,97	0,93	0,86	0,84	0,83	0,83	0,85	0,87	
	БР	0,03	0,07	0,14	0,16	0,17	0,17	0,15	0,13	
170	ТР	0,97	0,93	0,86	0,84	0,84	0,83	0,85	0,87	
	БР	0,03	0,07	0,14	0,16	0,16	0,17	0,15	0,13	

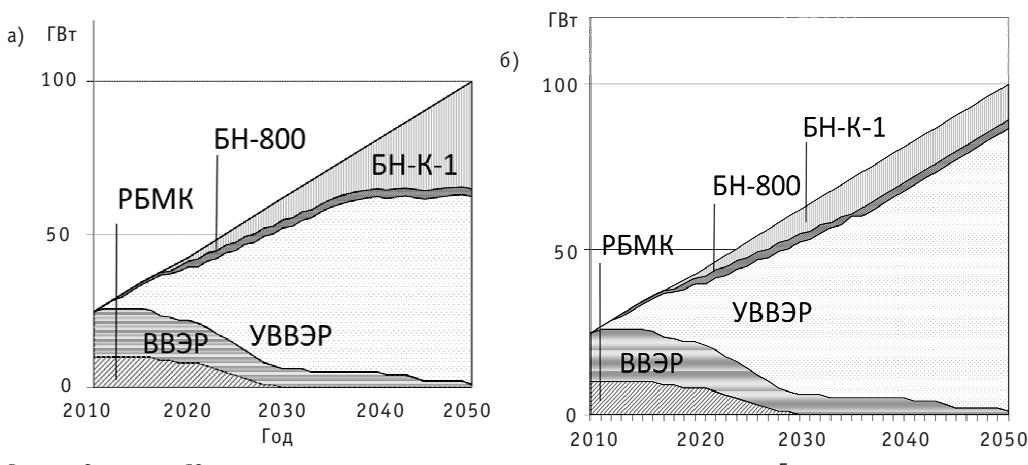


Рис. 3. Структура ЯЭ при увеличении стоимости производства МОКС-топлива: а) – на 30%; б) – в 2,7 раза

ры продолжают играть важную роль, а при дальнейшем повышении стоимости производства МОКС-топлива они вытесняются с рынка, что проиллюстрировано на рис. 3.

Следует отметить, что данный параметр также чувствителен к масштабу развития ЯЭ.

При высоком сценарии развития (170 ГВт(э) к 2050 г.) серьезные изменения в структуре ЯЭ наблюдаются только при увеличении стоимости МОКС-топлива в два-три раза.

Полученные результаты исследования показывают, что стоимость производства МОКС-топлива является чувствительным фактором для модели. В настоящее время производство МОКС-топлива обходится дороже, чем производство уранового топлива, что связано, в первую очередь, с большими мировыми запасами дешевого природного урана, относительной дешевизной и доступностью его обогащения. Эти факторы приводят к тому, что стоимость обогащенного урана на фоне МОКС-топлива достаточно низка. Другой причиной является более высокая стоимость производства топливных элементов со смешанным топливом. Минимальная стоимость производства 1 кг топлива составляет 1300 – 1600\$, а на практике оказывается еще выше. Стоимость возрастает при включении в нее стоимости мероприятий по обеспечению безопасности хранения и транспортировки плутония, которая заметно выше аналогичной стоимости для уранового топлива.

Для обеспечения конкурентоспособности реактора БН-1200 необходимо более детальное обоснование себестоимости всех этапов ЯТЦ, и особое внимание должно быть уделено этапу изготовления смешанного оксидного уран-плутониевого топлива.

ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ ИЗМЕНЕНИЯ УДЕЛЬНЫХ КАПИТАЛЬНЫХ ЗАТРАТ СТРОИТЕЛЬСТВА ЗАВОДОВ ПО ПЕРЕРАБОТКЕ ОЯТ НА СТРУКТУРУ ЯЭ

В базовом варианте заложены удельные капитальные инвестиции в сооружение завода по переработке ОЯТ – 4700 \$/кг. В таблице 5 приведены результаты исследования по влиянию увеличения удельных капитальных затрат на строительство заводов по переработке ОЯТ на 50% и в 2 раза. Представленные результаты показывают, что к 2050 г. произойдет снижение доли быстрых реакторов с 0,38 до 0,27 и 0,2 соответственно. Результаты проиллюстрированы на рис. 4.

Таблица 5

Оценка влияния увеличения удельных капитальных затрат строительства заводов по переработке ОЯТ на соотношение быстрых и тепловых реакторов в структуре атомной энергетики

Вариант (рост удельных капитальных затрат, %)	Годы	2015	2020	2025	2030	2035	2040	2045	2050
		Мощность, ГВт(эл)	34,4	42,53	52,27	62	71,5	81	90,5
Доля тепловых и быстрых реакторов в парке ЯЭ									
Базовый сценарий	ТР	0,97	0,93	0,86	0,84	0,81	0,72	0,67	0,62
	БР	0,03	0,07	0,14	0,16	0,19	0,28	0,33	0,38
50	ТР	0,97	0,93	0,86	0,84	0,81	0,79	0,78	0,73
	БР	0,03	0,07	0,14	0,16	0,19	0,21	0,22	0,27
100	ТР	0,97	0,93	0,86	0,84	0,81	0,81	0,80	0,80
	БР	0,03	0,07	0,14	0,16	0,19	0,19	0,20	0,20

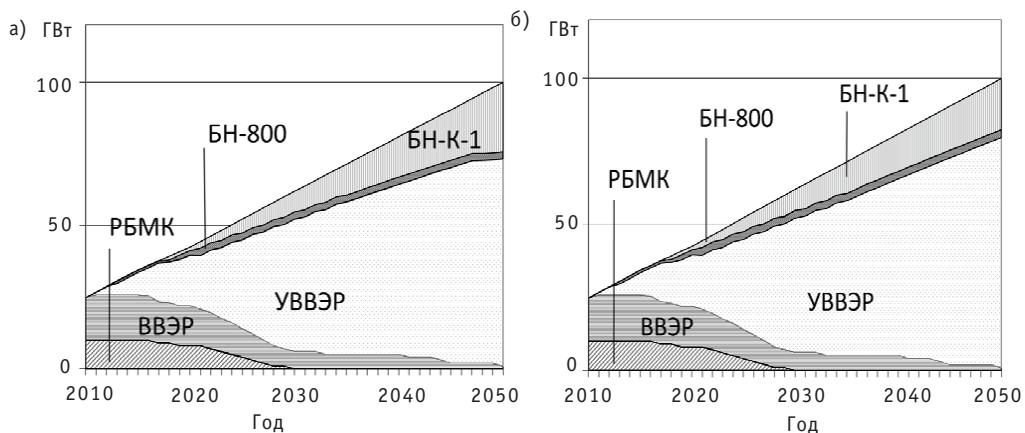


Рис. 4. Структура ЯЭ при увеличении удельных капитальных затрат строительства заводов по переработке ОЯТ: а) – на 50%; б) – на 100%

Немаловажной является проблема влияния эксплуатационных затрат на стоимость переработки ОЯТ. В данной работе этот вопрос не рассматривался, поскольку предполагалось, что эксплуатационные затраты отнесены к затратам на производство МОКС-топлива.

ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ ИЗМЕНЕНИЯ СТОИМОСТИ ХРАНЕНИЯ ОЯТ ТЕПЛОВЫХ И БЫСТРЫХ РЕАКТОРОВ НА СТРУКТУРУ ЯЭ

В базовом варианте модели с переработкой ОЯТ заложена стоимость хранения ОЯТ 10\$/кг год. Согласно зарубежным данным стоимость хранения ОЯТ варьируется от 5 до 20\$/кг год. Это экспертные оценки. В то же время согласно данным, опубликованным в отчете AFC Cost Basis report [3], стоимость хранения ОЯТ в сухом хранилище варьируется от 100 до 300\$/кг год. Проведенные исследования показали, что увеличение стоимости хранения ОЯТ в 10 раз приводит к увеличению доли быстрых реакторов в структуре ЯЭ на 20%. Полученные результаты представлены на рис. 5.

Следует отметить, что, остается открытым вопрос о стоимости захоронения ОЯТ в геологических формациях. Согласно оценкам, опубликованным в работе [4],

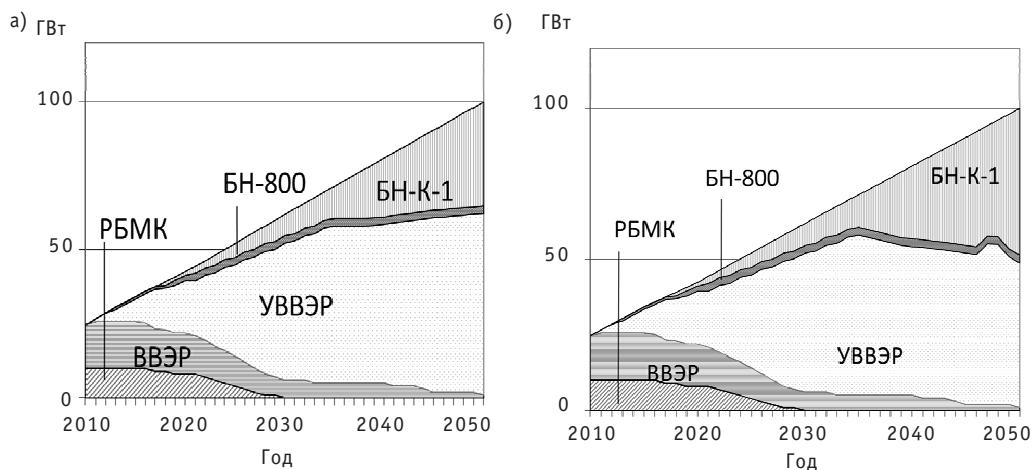


Рис. 5. Структура ЯЭ: а) – для стоимости хранения ОЯТ 10 \$/кг год (базовый вариант); б) при увеличении стоимости хранения ОЯТ до 100 \$/кг год

стоимость захоронений в геологических формациях варьируется от 400 до 1600 \$/кг год. Поэтому в качестве продолжения исследований представляет интерес по проведению моделирования открытого ЯТЦ с тепловыми реакторами с включением в модель геологического захоронения ОЯТ.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В рамках использованного программного обеспечения MESSAGE и на основании имеющихся в открытой отечественной и зарубежной литературе данных о стоимостях реакторных технологий и этапов ЯТЦ авторы пришли к следующим выводам.

- Повышение удельных капитальных затрат на строительство реакторов на быстрых нейтронах на 10% уже приводит к снижению их доли в базовом сценарии по сравнению с перспективными реакторами на тепловых нейтронах УВВЭР.
- Высокая стоимость производства МОКС-топлива может привести к существенному удорожанию технологии реакторов на быстрых нейтронах и значительному снижению их доли по сравнению с базовым вариантом.
- Уменьшение доли быстрых реакторов происходит при увеличении удельных капитальных затрат на строительство заводов по переработке более чем на 60%.
- Увеличение стоимости хранения ОЯТ в 10 раз не приводит к серьезным изменениям в структуре ЯЭ. Тем не менее, остается открытым вопрос о стоимости захоронения ОЯТ ВВЭР в геологических формациях, поэтому целесообразно провести моделирование с включением геологического захоронения ОЯТ.

Литература

1. Энергетическая стратегия России на период до 2030 г. Приложение № 4. Утверждена распоряжением Правительством РФ от 13.11.2009 г. № 1715-р.
2. IAEA-TECDOC-1575 Guidance for the Application of an Assessment Methodology for Innovative Nuclear Energy Systems INPRO Manual Economics Volume 2 of the Final Report of Phase 1 of the International Project on Innovative Nuclear Reactors and Fuel Cycles (INPRO) 2007.
3. Nuclear Energy Agency (NEA), Advanced Nuclear Fuel Cycles and Radioactive Waste Management, OECD-Paris, 2006.
4. Kent Williams David Shropshire. Economic Analysis of «Symbiotic» Light Water Reactor/Fast Burner Reactor Fuel Cycles Proposed as Part of the U.S. Advanced Fuel Cycle Initiative (AFCI) Proceedings of Global 2009 6–11 September, 2009, Paris, France, pp. 2972–2981.

Поступила в редакцию 2.03.2012

ОСОБЕННОСТИ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ЖЕЛЕЗООКСИДНЫХ ЭЛЕКТРОДОВ СРАВНЕНИЯ В ТВЕРДОЭЛЕКТРОЛИТНЫХ ДАТЧИКАХ КОНТРОЛЯ ТЕРМОДИНАМИЧЕСКОЙ АКТИВНОСТИ КИСЛОРОДА

**П.Н. Мартынов, Р.Ш. Асхадуллин, К.Д. Иванов, М.Е. Чернов,
В.В. Ульянов, В.М. Шелеметьев, Р.П. Садовничий, Р.Ю. Чепоров,
С.-А.С. Ниязов**

ГНЦ РФ-Физико-энергетический институт им. А.И. Лейпунского г. Обнинск



Представлены результаты по использованию железооксидного электрода сравнения в датчиках активности кислорода, применяемых для измерения активности кислорода в тяжелых жидкотекущих теплоносителях. Были выявлены особенности работы датчика с железооксидным электродом сравнения, приведены сравнительные характеристики по отношению к другим применяемым электродам сравнения, сделаны выводы по целесообразности его использования применительно к измерению активности кислорода в жидкотекущих средах.

Ключевые слова: термодинамическая активность кислорода (ТДА), электродвижущая сила (ЭДС), датчик активности кислорода (ДАК), электрод сравнения.

Key words: thermodynamic activity of oxygen (TDA), electromotive force (e.m.f.), oxygen activity sensor (OAS), reference electrode.

Измерения термодинамической активности (ТДА) кислорода в расплавах тяжелых металлов традиционно проводятся с использованием твердоэлектролитных датчиков, в которых в качестве электрода сравнения используется насыщенный кислородом висмут. Эти датчики хорошо зарекомендовали себя как при проведении исследований на экспериментальных установках и стендах, так и в условиях реакторных установок [1–3]. Вместе с тем у этих датчиков имеются и определенные недостатки.

Так, использование в электроде сравнения висмута ограничивает температурную область его применения как жидкого электрода с соответствующей температурой плавления (271°C). На практике это не имеет существенного значения, поскольку рабочие температуры РУ выше. Кроме того, в настоящее время существуют более значимые ограничения в работе датчиков, связанные с кислородоионной проводимостью существующей циркониевой керамики.

© П.Н. Мартынов, Р.Ш. Асхадуллин, К.Д. Иванов, М.Е. Чернов, В.В. Ульянов,
В.М. Шелеметьев, Р.П. Садовничий, Р.Ю. Чепоров, С.-А.С. Ниязов, 2012

Более существенный недостаток таких датчиков, как показали результаты их длительного применения особенно при высокой термодинамической активности металлических примесей в теплоносителе, связан с процессами загрязнения чувствительного элемента этими примесями по механизму электрохимического переноса.

Для устранения отмеченных недостатков была изготовлена небольшая экспериментальная партия датчиков, в которых в качестве электрода сравнения использовался расплав жидкого металла (висмут и свинец-висмут), насыщенный примесью железа. В этих датчиках за счет взаимодействия железа с остаточным кислородом после первоначального разогрева формировался железооксидный электрод, в котором в виде твердых фаз присутствовали альфа-железо и его оксиды.

Для выявления особенностей работы исследуемого электрода сравнения были проведены сравнительные испытания изготовленных датчиков на экспериментальных статических установках. Для сравнения одновременно с исследуемыми датчиками испытывались и традиционные датчики. С целью исключения влияния конструктивных особенностей при испытаниях использовались датчики, изготовленные по одинаковой технологии. В качестве примера на рис. 1 приведены фотографии одной из таких пар датчиков, извлеченных из теплоносителя после завершения исследований.

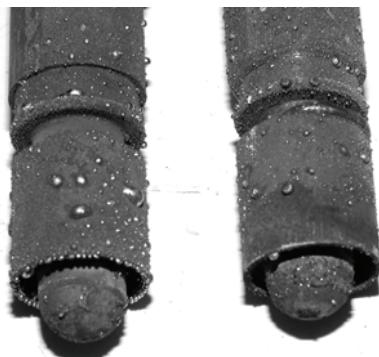


Рис. 1. Внешний вид датчиков после испытаний

Экспериментальная кампания испытаний данных датчиков составила около 600 часов. При этом температурные режимы работы установки варьировались от $T_{\max} \sim 700^\circ\text{C}$ до $T_{\min.} \sim 125^\circ\text{C}$, включая режимы замораживания-размораживания теплоносителя (до 20 раз). Кроме того в ходе экспериментальной кампании менялись кислородные режимы работы установки, термодинамическая активность кислорода в теплоносителе варьировалась в диапазоне $a = 1 \sim 10^{-6}$.

В ходе выполненных экспериментальных исследований получены следующие результаты, характеризующие работу датчиков с железооксидными электродами сравнения.

- Переходный процесс первоначального запуска в работу исследуемого датчика, связанный с окислением остаточного кислорода в электроде сравнения, занимал от нескольких часов при температуре $350\text{--}400^\circ\text{C}$ до нескольких минут при температуре $500\text{--}550^\circ\text{C}$, что соответствует характеристикам обычных датчиков. В последующем при повторных вводах в работу время установления достоверных показаний практически совпадало с установлением заданного температурного режима. На рисунке 2 показан типичный переходный режим ввода в работу датчиков.

На графике приведены зависимости изменения показаний датчиков ТДА кислорода и температуры теплоносителя в местах установки этих датчиков от времени в процессе разогрева из замороженного состояния. Стрелками на кривых изме-

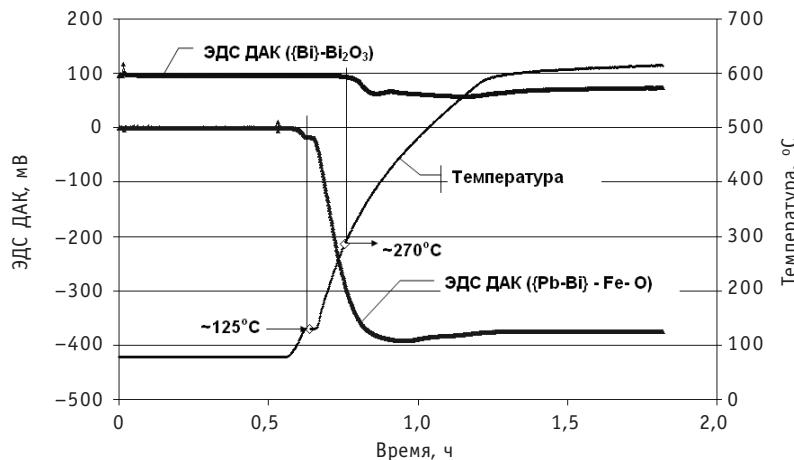


Рис. 2. Переходный режим ввода в работу датчиков

нения показаний датчиков отмечены моменты достижения температуры плавления металлов в их электродах сравнения.

- Проведенные испытания показали более стабильную работу датчика с железооксидным электродом по сравнению с обычными датчиками. Это проявлялось в отсутствии бросков ЭДС, не связанных с изменением кислородного режима теплоносителя, в то время как у обычных датчиков такие явления время от времени наблюдались в ходе экспериментальных кампаний. Другим объективным параметром более стабильной работы исследуемого электрода являются измерения электрического сопротивления чувствительного элемента датчиков. В процессе регулярных измерений этого параметра выяснилось, что колебания значений электросопротивления испытываемых датчиков не выходят за пределы погрешностей измерений, в то время как у обычных датчиков они достигают существенных значений, составляющих порядка 30–50% от измеряемой величины.

- Температурный диапазон использования исследуемого датчика, как показали испытания, действительно может быть расширен в сторону низких температур за счет плавной характеристики изменения показаний с падением температуры. На рисунке 3 приведена одна из экспериментальных зависимостей характера изменения ЭДС датчика в низкотемпературной области.

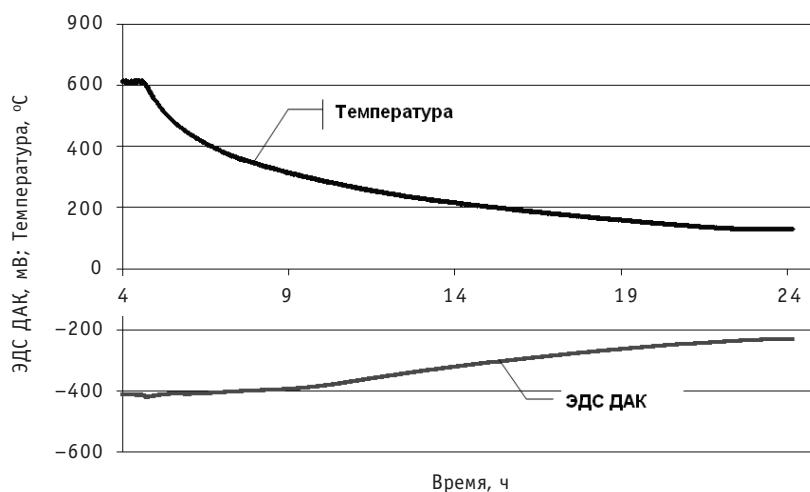


Рис. 3. Характер изменения ЭДС датчика с железооксидным электродом сравнения в низкотемпературной области

Как следует из приведенного графика, плавный характер изменения сигнала с температурой теплоносителя сохраняется вплоть до температуры замерзания свинца-висмута $\sim 125^{\circ}\text{C}$. Полученный результат позволяет надеяться на то, что путем внесения соответствующих поправок к измеряемой ЭДС, учитывающих соотношение электронной и ионной проводимостей керамики, можно будет достоверно судить о ТДА кислорода и в области низких температур.

- Многократные режимы замораживания-размораживания датчика вместе с теплоносителем не привели к ухудшению его электрохимических характеристик.

- Наряду с положительными результатами испытаний выявлены и некоторые особенности, которые, в принципе, затрудняют использование железооксидных электродов сравнения. Речь идет о фазовых переходах в системе жидкий металл-железо-кислород. В идеале желательно, чтобы датчик обладал неразрывной и однозначной характеристикой связи определяемой ТДА кислорода с ЭДС во всем температурном диапазоне его работы. При этом наличие тех или иных процессов в электроде сравнения, протекающих во времени и приводящих к дополнительному вкладу в измеряемые значения ЭДС, вызывает затруднения при определении реального значения ТДА кислорода.

На рисунке 4 представлены температурные зависимости выходного сигнала датчиков с железооксидным электродом сравнения, полученные в ходе выполненных экспериментов в результате снижения температуры теплоносителя.

Из представленных данных видно, что в исследованном диапазоне температур на кривой имеются две характерные области, которые можно связать с наличием упомянутых выше процессов. Следует заметить, что отложенные по оси абсцисс численные значения температуры характеризуют результаты ее измерения в месте расположения соответствующей термопары, в то время как температурные условия в электроде сравнения несколько отличаются. В общем случае различия температур связаны с неравномерностью температурного поля в теплоносителе, в том числе и из-за теплоотвода по корпусу датчика. Поэтому строгой привязки к конкретным значениям фиксируемой температуры в настоящей работе не делалось. В принципе, для этого необходимо размещать термопару непосредственно в электроде сравнения. Тем не менее, можно с достаточной степенью уверенности полагать, что относительно высокотемпературные изменения на рис. 4а связаны с известным фазовым переходом вюрстита в магнетит, который происходит при температуре 570°C [4].

Что касается второй аномальной области температур на рис. 4б, то в системе железо-кислород-теплоноситель можно было бы ожидать образования смешанных соединений типа плюмбоферритов или гематита. Однако при таких превращениях должен существенно возрасти окислительный потенциал электрода сравнения, что не наблюдается. Вместе с тем известно [5], что существуют обратимые псевдоморфные превращения фазы $\gamma \text{Fe}_2\text{O}_3$ в Fe_3O_4 . В отличие от обычной фазы гематита $\alpha \text{Fe}_2\text{O}_3$ фаза $\gamma \text{Fe}_2\text{O}_3$ имеет структуру шпинели, что не требует серьезных энергетических затрат при ее образовании из магнетита. Возможно, именно с данным процессом и связан наблюдаемый эффект. Для окончательного выяснения природы обнаруженного явления, по-видимому, требуется проведение дальнейших исследований.

Выявленные эффекты проявляют себя активным образом только во время перехода с одного температурного уровня на другой, а в стационарных условиях их влияние можно строго табулировать. Поэтому реальные трудности в измерениях могут возникать только при измерениях в переходных режимах. При этом высокотемпературный эффект (изменение показаний ДАК на 6 мВ при температуре

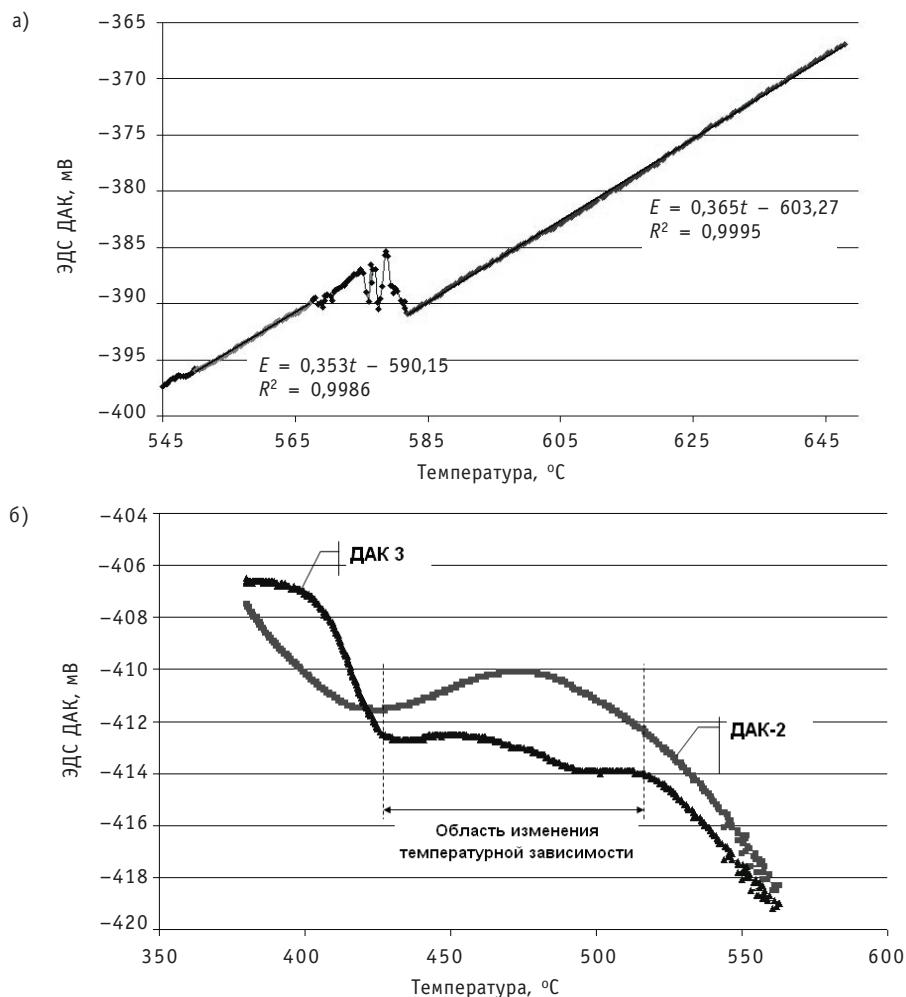


Рис. 4. Температурные зависимости показаний датчиков с железооксидными электродами сравнения:
 E – ЭДС датчика; t – температура сплава; R^2 – среднеквадратичное отклонение

570°C), учитывая отсутствие таких температур в месте установки датчиков в первых контурах новых установок, вообще не стоит принимать во внимание. Кроме того, масштаб зафиксированных эффектов, выраженный в абсолютных значениях ЭДС датчика, невелик (~1%). Изменения показаний не превышали 6 мВ для высокотемпературной области и ~ 2 мВ – в низкотемпературной.

В целом, можно предполагать, что это не будет непреодолимым препятствием в практическом использовании датчиков с железооксидным электродом сравнения.

Исследования проводятся при поддержке Министерства образования и науки РФ (ГК №16.526.12.6008).

Литература

- Блохин В.А., Будылов Е.Г., Великанович Р.И. и др. Опыт создания и эксплуатации твердоэлектролитных активометров кислорода в теплоносителе свинец-висмут/Сб. докл. конференции «Тяжелые жидкокометаллические теплоносители в ядерных технологиях». Т. 2. – 1999. – С. 631.

2. Мартынов П.Н., Чернов М.Е., Стороженко А.Н. и др. Создание нового поколения систем контроля кислорода и водорода в контурах с теплоносителями Pb и Pb-Bi на основе твердоэлектролитных сенсоров кислорода капсулного типа/Тез. докл. конференции «Тяжелые жидкотермические теплоносители в ядерных технологиях». – 2008. – С. 57.
3. Чернов М.Е., Мартынов П.Н., Стороженко А.Н. и др. Достижения и перспективы в разработке датчиков контроля кислорода для моноблочных РУ с теплоносителями Pb-Bi и Pb/Тез. докл. международного семинара «Тяжелые жидкотермические теплоносители в быстрых реакторах». – 2010. – С. 26.
4. Куликов И.С. Термодинамика оксидов: Справочник. М.: Металлургия, 1986. – 344 с.
5. Александровский В.Б. Химия твердых веществ. – М: Высшая школа, 1978. – 256 с.

Поступила в редакцию 17.04.2012

ОСОБЕННОСТИ МЕТРОЛОГИЧЕСКОЙ ПОВЕРКИ ДАТЧИКОВ АКТИВНОСТИ КИСЛОРОДА В ЖИДКОМЕТАЛЛИЧЕСКИХ ТЕПЛОНОСИТЕЛЯХ

**П.Н. Мартынов, Р.Ш. Асхадуллин, А.Н. Стороженко, М.Е. Чернов,
В.В. Ульянов, В.М. Шелеметьев, Р.П. Садовничий, П.В. Кузин**
ГНЦ РФ-Физико-энергетический институт им. А.И. Лейпунского, г. Обнинск



В настоящее время в ряде ядерных реакторов используются жидкотемпературные теплоносители, в том числе свинцовосодержащие металлические расплавы. Важнейшее влияние на качество теплоносителя оказывают содержащиеся в нем примеси, в первую очередь, кислород. Знание истинных значений термодинамической активности (ТДА) кислорода в разных частях контура позволяет принимать меры к поддержанию этой величины в необходимом диапазоне с целью недопущения шлакообразования и выкристаллизации оксидных фаз в «холодных» частях контура и сохранения защитных оксидных покрытий на внутренних поверхностях конструкционных материалов на «горячих» участках. Для этих целей была создана, испытана и внесена в госреестр поверочная установка УП ДАК, воспроизводящая различные режимы активности кислорода в жидкотемпературных свинцовосодержащих расплатах. Также в ГНЦ РФ-ФЭИ был разработан анализатор активности кислорода в расплатах свинца и свинца-висмута ААК-1. Анализатор предназначен для непрерывного дистанционного измерения термодинамической активности кислорода в свинцовосодержащем расплате. На УП ДАК в 2011 г. были проведены успешные испытания анализаторов ААК-1.

Ключевые слова: ядерная энергетическая установка (ЯЭУ), установка поверочная для датчиков активности кислорода (УП ДАК), термодинамическая активность кислорода (ТДА), анализатор активности кислорода (ААК-1), номинальная статическая характеристика (НСХ).

Key words: nuclear power plant (NPP), oxygen activity sensor calibration rig (OASCR), thermodynamic activity of oxygen (TDA), oxygen activity analyzer (OAA-1), nominal static characteristic (NSC).

Общепризнанно, что содержание примеси растворенного кислорода в тяжелых теплоносителях определяет надежность эксплуатации циркуляционных контуров как с точки зрения коррозии конструкционных сталей, так и отложений на их поверхностях.

© П.Н. Мартынов, Р.Ш. Асхадуллин, А.Н. Стороженко, М.Е. Чернов, В.В. Ульянов,
В.М. Шелеметьев, Р.П. Садовничий, П.В. Кузин, 2012

В начальный период освоения свинцово-висмутового теплоносителя для контроля содержания в нем примеси кислорода использовался метод отбора проб на вынос с их последующим анализом методом водородного восстановления. В последующем разрабатывались и использовались более оперативные методы контроля, основанные на применении электрохимических датчиков с твердым кислорододопроводящим электролитом [1–2]. Разработанные датчики позволяют проводить измерения термодинамической активности (ТДА) кислорода в ходе НИР. Кроме этого были разработаны и внедрены на реальные объекты датчики ТДА кислорода для транспортных ядерных энергетических установок (ЯЭУ), где в качестве теплоносителя использовался расплав свинец-висмут [3]. Однако при использовании датчиков активности кислорода возникла необходимость разработки соответствующей методики их поверки, а также установки, которая воспроизводила бы все необходимые режимы состояния теплоносителя.

В данной работе изложены следующие результаты:

- создание установки для поверки датчиков активности кислорода;
- разработка системы поверки датчиков активности кислорода;
- создание измерительного блока с возможностью одновременного контроля нескольких параметров работы датчика (ЭДС (мВ), температуры сплава T ($^{\circ}\text{C}$), пересчет ЭДС в активность кислорода (a), возможность замера внутреннего сопротивления датчика как одного из наиболее важных параметров диагностики его работоспособности).

СОЗДАНИЕ УСТАНОВКИ ПОВЕРОЧНОЙ ДАТЧИКОВ АКТИВНОСТИ КИСЛОРОДА (УП ДАК)

Основное предназначение УП ДАК – воспроизведение состояния свинцовосодержащего расплава металла с заданным значением термодинамической активности кислорода a и возможность использования ее для поверки датчиков и измерителей ТДА кислорода.

Воспроизведение значений ТДА кислорода осуществляется путем использования контролируемых рабочих сред. Параметры контролируемой рабочей среды, такие как температура и ТДА кислорода расплава металла, устанавливаются режимами работы УП ДАК и контролируются показаниями измерительной термопары и датчика ТДА кислорода.

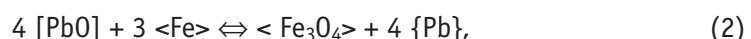
Для поверки датчика используются два типа буферных сред. Эти буферные среды создаются в результате выполнения специальных химических реакций в реакционной емкости УП ДАК и воспроизводят состояния расплава металла с заданными значениями ТДА кислорода в функции $a(T)$ в зависимости от температуры T расплава.

Рассмотрим способы получения состояния расплава с заданным уровнем ТДА кислорода. Состояние расплава металла со значением $a(T) = 1$ воспроизводится буферной средой, получаемой при равновесном массообмене жидкого свинца с твердой фазой оксида свинца. Состояние расплава с $a(T) \approx 10^{-6}$ воспроизводится путем создания буферной среды, получаемой при взаимодействии расплава, предварительно очищенного водородом и аргоном, с химически чистым железом.

Для получения состояние расплава свинца с заданным уровнем ТДА кислорода в УП ДАК используются химические реакции типа [4–5]



и



где вид скобок обозначает физико-химическое состояние вещества: $\langle \rangle$ – твердое, $[]$ – растворенное, $\{ \}$ – жидкое.

АТОМНЫЕ ЭЛЕКТРОСТАНЦИИ

При насыщении расплава металла растворенным PbO и при достижении термодинамического равновесия обратимых процессов, происходящих в расплаве по реакции типа (1), в жидком металле устанавливается значение ТДА кислорода равным единице. Концентрация насыщения $[PbO]$ в пересчете на концентрацию кислорода описывается уравнениями

$$\lg C_s = 3,2 - \frac{5400}{T} \text{ для свинца} \quad (3)$$

и

$$\lg C_s = 1,2 - \frac{3400}{T} \text{ для сплава свинец-висмут,} \quad (4)$$

где C_s – концентрация насыщения, % масс.; T – температура, К. Исходя из (3) или (4) рассчитывается минимально необходимое количество твердой фазы $[PbO]$.

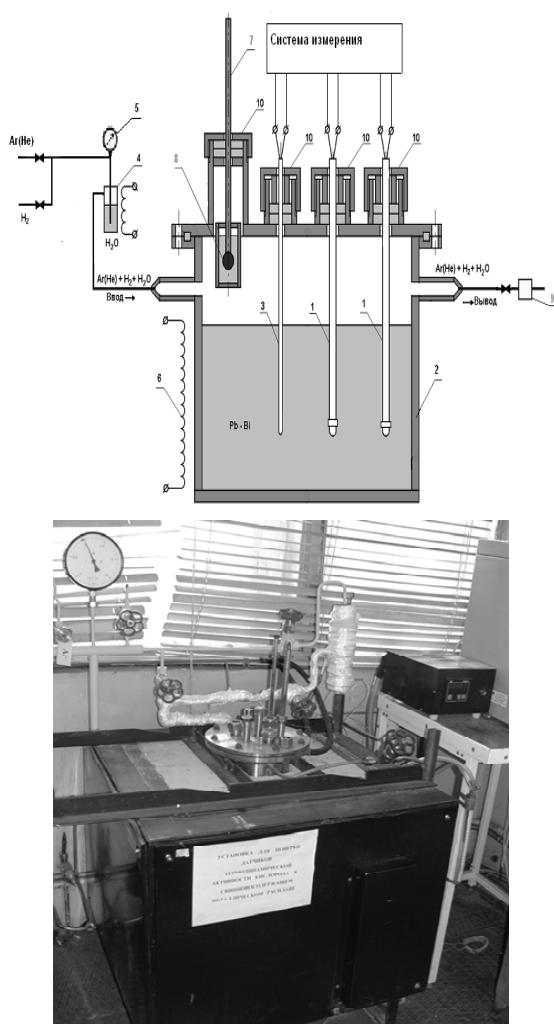


Рис. 1. Установка поверочная датчиков активности кислорода: 1 – датчики (до 5 шт.); 2 – герметичная емкость с расплавом; 3 – термопара; 4 – увлажнитель; 5 – манометр; 6 – нагреватель; 7 – шток; 8 – устройство регулирования термодинамической активности кислорода; 9 – гидрозатвор; 10 – устройства герметизации штоков

При протекании реакции (2) расплав «краскиляется», а ТДА кислорода уменьшается до значений, равновесных с Fe_3O_4 . Равновесное состояние реакции (2) зависит от температуры, поэтому $a = a_{Fe_3O_4}$ есть также функция температуры. Минимально необходимое количество твердой фазы $\langle Fe \rangle$ для обеспечения состояния равновесия рассчитывается исходя из формулы

$$\lg C_{Fe} = 0,34 - \frac{3450}{T}, \quad (5)$$

где C_{Fe} – концентрация насыщения Fe, % масс.; T – температура, К.

Для проведения химических реакций по типу (1) или (2) используются следующие химические реагенты:

- оксид свинца PbO (твердая фаза) – для создания состояния расплава с максимальной ТДА кислорода, т.е. $a=1$;
- железо и оксид железа Fe и Fe_3O_4 (твердая фаза) – для создания состояния расплава с ТДА кислорода, равной $a_{Fe_3O_4}$.

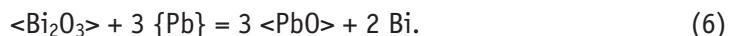
Разработанная установка (рис. 1) способна воспроизвести кислородные режимы, описанные уравнениями (1) и (2).

СИСТЕМА ПОВЕРКИ ДАТЧИКОВ АКТИВНОСТИ КИСЛОРОДА

В предыдущем разделе указывалось, что для поверки датчиков активности кислорода используются два типа состояния теплоносителя, реализуемые на установке УП ДАК: $a(T) = 1$ и $a_{Fe_3O_4} \approx 10^{-6}$. Для измерения ТДА кислорода свинцовосодержащего металлического расплава УП ДАК с помощью датчика использована шкала зависимости ЭДС (E) датчика, температуры расплава (T), концентрации (c) и активности (a) кислорода соответственно в диапазонах, реализуемых на установке УП ДАК. Данная шкала установлена на основании электрохимического уравнения Нернста (инструментальное определение).

Принцип построения шкалы ТДА кислорода в свинцовосодержащем расплаве металла основан на свойствах электрохимической ячейки с электродом сравнения $Bi-Bi_2O_3$.

В качестве потенциалообразующей электрохимической реакции рассматривается реакция типа



Реакция (1) протекает посредством обмена ионами кислорода, проникающими через твердый керамический электролит. Разность потенциалов, формируемая электрохимической ячейкой, равна

$$E = -\frac{\Delta G_T}{nF}, \quad (7)$$

где ΔG_T – изменение полного потенциала Гиббса (окислительный потенциал); $n = 6$ – число электронов, участвующих в реакции (6); $F = 96485$ Кл/моль – число Фарадея.

Изменение полного потенциала Гиббса реакции (6) описывается уравнением

$$\Delta G_T = \Delta G_T^0 + RT \ln \frac{a_{Pb}^3}{a_{Bi_2O_3}}, \quad (8)$$

где ΔG_T^0 – изменение стандартного потенциала Гиббса для реакции (6); $R = 8,314$ – универсальная газовая постоянная, Дж·К⁻¹·моль⁻¹; T – температура, К; a_{PbO} – ТДА кислорода в свинце; $a_{Bi_2O_3}$ – ТДА кислорода в электроде сравнения $Bi-Bi_2O_3$.

Поскольку в Bi присутствуют конденсированные фазы Bi_2O_3 , $a_{Bi_2O_3} = 1$.

$$\Delta G_T^0 = 3\Delta G_{T_{PbO}}^0 - \Delta G_{T_{Bi_2O_3}}^0, \quad (9)$$

где $\Delta G_{T_{PbO}}^0$ – стандартный термодинамический потенциал PbO ; $\Delta G_{T_{Bi_2O_3}}^0$ – стандартный термодинамический потенциал Bi_2O_3 .

Таким образом, натуральный логарифм ТДА кислорода определяется как

$$\ln a = \frac{\Delta G_{T_{Bi_2O_3}}^0 - 3\Delta G_{T_{PbO}}^0 - 6EF}{3RT}. \quad (10)$$

Значения стандартных термодинамических потенциалов и их погрешностей:

$$\Delta G_{T_{PbO}}^0 = -215280 + 95,36T \text{ с погрешностью } \pm 190 \text{ Дж/г-ат.}O_2;$$

$$\Delta G_{T_{Bi_2O_3}}^0 = -189970 + 92,45T \text{ с погрешностью } \pm 250 \text{ Дж/г-ат.}O_2.$$

Значения ТДА кислорода в контролируемой рабочей среде определяются измеренными значениями ЭДС датчика и температурой в соответствии со следующими формулами:

$$\lg a = \frac{(0,131 - E - 1,5 \cdot 10^{-5} \cdot T)}{9,915 \cdot 10^{-5} \cdot T} \text{ для свинца} \quad (11)$$

и

АТОМНЫЕ ЭЛЕКТРОСТАНЦИИ

$$\lg a = \frac{(0,088 - E - 1,78 \cdot 10^{-5} \cdot T)}{9,917 \cdot 10^{-5} \cdot T} \text{ для сплава свинец-висмут} \quad (12)$$

где a – термодинамическая активность кислорода; T – измеренное значение температуры расплава, К; E – измеренная величина ЭДС датчика ТДА кислорода, В. На основании этих уравнений и зависимости

$$a = \frac{C}{C_s}$$

строются диаграммы $E-C_0-a-t$ для свинца и свинца-висмута (рис. 2), где C – текущая концентрация кислорода в расплаве, C_s – концентрация насыщения кислорода.

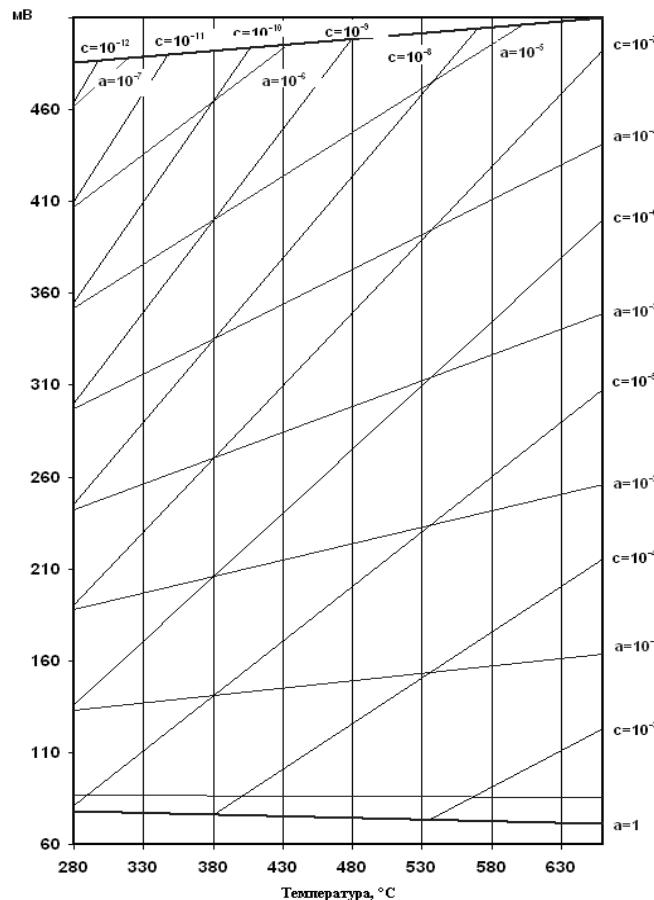


Рис. 2. НСХ – номинальная статическая характеристика датчика активности кислорода на примере расплава свинец-висмут

Температурная зависимость ЭДС датчика на уровне максимальной активности кислорода в расплаве ($a = 1$) определяется как

$$E = 0,131 - 1,5 \cdot 10^{-5} \cdot T \text{ для расплава Pb,} \quad (13)$$

$$E = 0,088 - 1,78 \cdot 10^{-5} \cdot T \text{ для расплава Pb-Bi,} \quad (14)$$

где E – показания датчика, В; T – температура расплава, К. Значения ЭДС в температурном диапазоне 350–600°С с шагом 50°С (для расплава Pb-Bi) сведены в табл. 1.

Значения ЭДС датчика на уровне активности кислорода в расплаве, соответствующей активности кислорода в Fe_3O_4 , определяются как

Таблица 1

$T, ^\circ\text{C}$	350	400	450	500	550	600
$E, \text{мВ}$	77	76	75	74	73	72

$$E = 0,45 + 0,64 \cdot 10^{-4} \cdot T, \quad (15)$$

где E – показания датчика, В; T – температура расплава, К. Значения ЭДС на уровне Fe_3O_4 в температурном диапазоне 350–600°C с шагом 50°C сведены в табл. 2.

Таблица 2

$T, ^\circ\text{C}$	350	400	450	500	550	600
$E, \text{В}$	490	493	496	499	502	505

Предел относительного отклонения показаний датчика от теоретических значений (НСХ) определяется формулами при $a = 1$

$$\delta = \frac{0.131 - 1.5 \cdot 10^{-5} T - E}{E} \text{ для расплава свинца,} \quad (16)$$

$$\delta = \frac{0.088 - 1.78 \cdot 10^{-5} T - E}{E} \text{ для расплава свинец-висмут;} \quad (17)$$

при $a = a_{\text{Fe}_3\text{O}_4}$

$$\delta = \frac{0.45 + 0.64 T - E}{E} \quad (18)$$

для сплава свинец-висмут и для расплава чистого свинца, где E – показания датчика, В; T – температура расплава, К в воспроизводимых точках шкалы ТДА кислорода

Датчик считается прошедшим испытания, если δ не превышает 10% во всем диапазоне температур (350–600°C), при $a = 1$ и $a = a_{\text{Fe}_3\text{O}_4}$.

На сегодняшний день все изготавливаемые датчики активности кислорода проходят испытания по вышеописанной методике на разработанной УП ДАК и используются в десятках экспериментов в установках как баковой компоновки, так и в циркуляционных стендах в различных подразделениях ГНЦ РФ-ФЭИ, а также в других организациях: ФГУП НИКИЭТ (г. Москва), ЦНИИКМ «Прометей» (г. С.-Петербург), стенд CIRCE (Италия).

С целью оперативной обработки сигнала, поступающего с датчика в процессе работы, в 2011 г. в ФЭИ был разработан измерительный блок, который в составе с датчиком активности кислорода был сертифицирован как анализатор активности кислорода ААК-1 (рис. 3).

Измерительный блок (ИБ) не только снимает сигнал с датчика и выводит его на дисплей, но и преобразовывает ЭДС сигнала датчика в активность, имеет выход под термопару, что позволяет контролировать температуру в месте установки датчика (сплава), производить замер внутреннего сопротивления датчика как одного из параметров, характеризующих его работоспособность. Также ИБ анализатора позволяет производить выбор контролируемой среды (свинец, свинец – висмут). На индикаторе анализатора отображаются по выбору пользователя контролируемые параметры среды (ЭДС (E), активность, температура).

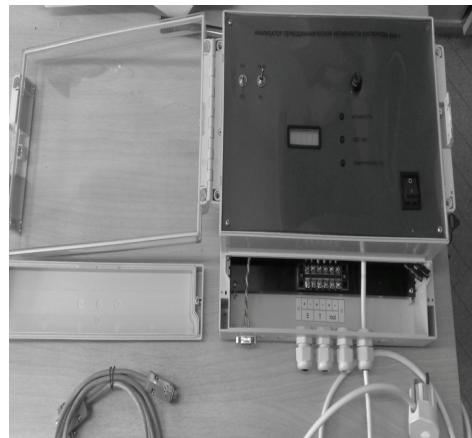


Рис. 3. Первичный преобразователь ААК-1 – датчик активности кислорода (слева), измерительный блок ААК-1 (справа)

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Разработана и создана, а также зарегистрирована в Государственном реестре средств измерений установка для проведения метрологических испытаний датчиков активности кислорода.

Разработана система поверки датчиков активности кислорода, по которой на сегодняшний день проходят испытания все датчики кислорода, изготавляемые в ГНЦ РФ-ФЭИ.

Разработан, изготовлен и прошел испытания анализатор активности кислорода ААК-1, состоящий из датчика активности кислорода и измерительного блока. Анализатор позволяет оперативно и непрерывно контролировать параметры рабочей среды, а также производить диагностику датчика в процессе его эксплуатации.

Исследования проводятся при поддержке Министерства образования и науки РФ (ГК №16.526.12.6008).

Литература

1. Громов Б.Ф., Шматко Б.А. Окислительный потенциал расплавов свинец-висмут//Известия вузов. Ядерная энергетика. – 1997. – № 6. – С.14.
2. Мартынов П.Н., Чернов М.Е., Гулевский В.А., Проворов А.А. Разработка электрохимического датчика капсулного типа для контроля кислорода в тяжелых теплоносителях//Атомная энергия. – 2005. – Т.98. – Вып. 5. – С. 360.
3. Мартынов П.Н. , Чернов М.Е. и др. Системы контроля кислорода и водорода в газовых контурах и контейнерах АЭС//Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2011. – №4. – С. 27.
4. Субботин В.И., Ивановский М.Н., Арнольдов М.Н. Физико-химические основы применения жидкокометаллических теплоносителей. – М.: Атомиздат, 1970.
5. Чернов М.Е. Автореферат диссертации: Датчик капсулного типа для контроля кислорода в контурах ЯЭУ с теплоносителями свинец и свинец-висмут. – Обнинск, 2005.

Поступила в редакцию 17.04.2012

ОПТИМИЗАЦИЯ ПРОЦЕССА ОПРЕДЕЛЕНИЯ ИЗОТОПНОГО СОСТАВА УРАНА КОДОМ MGAU С ПОМОЩЬЮ СТАТИСТИЧЕСКИХ МЕТОДОВ

В.И. Бойко, М.Е. Силаев, Ю.В. Недбайло

*Национальный исследовательский Томский политехнический университет,
г. Томск*



Приведен статистический анализ результатов определения изотопного состава урана, полученных с помощью программы MGAU. В качестве статистического метода выбран многофакторный дисперсионный анализ. По результатам проведенного анализа составлены рекомендации по использованию данного программного кода в сочетании с низкоэнергетическим планарным детектором, позволяющие оптимизировать процесс измерения изотопного состава урана.

Ключевые слова: обогащение урана, расчетный код MGAU, спектрометрический анализ, германиевый детектор, погрешность, многофакторный анализ.

Key words: uranium enrichment, program code MGAU, spectroscopy analysis, germanium detector, multivariate analysis.

Определение степени обогащения урана является сложной задачей. Прежде всего это связано с тем, что интерпретация полученных данных зависит от тщательности калибровки измерительной системы и от того, насколько точно условия измерения воспроизводятся при выполнении анализов. При небольших изменениях в условиях анализа (геометрии системы «детектор-образец», параметров детектирования, гомогенности образца, его химического состава, массы, формы) по отношению к калибровочному стандарту в результаты могут быть внесены значительные погрешности, определение и учет которых является трудоемкой задачей. В связи с этим в области измерения изотопного состава и обогащения используется специализированное программное обеспечение, основанное на унифицированных алгоритмах, позволяющих реализовать сложные математические методики расчетов в автоматическом режиме и обеспечить тем самым приемлемую точность анализа.

Одной из наиболее распространенных программ обработки результатов гамма-спектрометрических измерений и анализа изотопного состава урансодержащих ядерных материалов является программа MGAU. Данная программа широко используется для целей учета и контроля ядерных материалов в производствен-

ТОПЛИВНЫЙ ЦИКЛ И РАДИОАКТИВНЫЕ ОТХОДЫ

ных условиях и является одним из основных инструментов для инспекторов МАГАТЭ.

Необходимо отметить, что доступные источники информации, на основании которой проводится анализ и предлагаются практические рекомендации по использованию кода MGAU, являются достаточно ограниченными. Наиболее подробное изложение принципов метода, реализованного в коде MGAU, и рекомендаций по его использованию приведено в работах [1, 2]. Минимум технических сведений, необходимых для выполнения анализов, излагается в материалах, представляемых фирмами-поставщиками оборудования. Часть публикаций является коммерчески доступной [3, 4]. Для доступа к другой части необходимо специальное разрешение или наличие официальной регистрации и доступа к информации на сайтах национальных лабораторий США. Среди статей и отчетов, находящихся в открытом доступе и имеющих отношение к рассматриваемой теме, наиболее значимыми являются [5–7].

На основании приведенных выше литературных источников были сделаны выводы об особенностях и ограничениях программы MGAU. К основным особенностям рассматриваемого кода можно отнести возможность работы с широким набором образцов различного элементного состава и массы; отсутствие требования предварительной калибровки по эффективности и простоту рабочих алгоритмов, а также низкую заявленную погрешность в результатах измерений (в пределах 1–2%) для времени набора спектра, составляющего несколько минут. При этом в литературе и рекомендациях по использованию данного кода не указаны условия проведения измерений по анализу изотопного состава урана для получения малых погрешностей.

Основное ограничение программы MGAU связано с тем, что код является закрытым, т.е. изменить его настройки, связанные с расчетами изотопного состава и калибровкой по энергии, нельзя. Возможно только косвенное влияние на конечные результаты анализов путем внесения изменений в процесс измерений. Учитывая тот факт, что результаты анализов не всегда могут быть удовлетворительными, от оператора требуется знание того, каким образом различные факторы могут повлиять на погрешность в результатах, при каких условиях (время, расстояния, калибровка по энергии) должны проводиться измерения.

Целью выполненной работы являлась оптимизация процесса анализа изотопного состава урана с помощью расчетного кода MGAU. Под оптимизацией подразумевается разработка рекомендаций по практическому и эффективному использованию кода, основанных на многофакторном анализе результатов измерений при различных условиях (факторах) их выполнения.

В качестве условий принимались различные геометрии системы «измеряемый образец – детектор»; время измерений; калибровка спектрометрического тракта по энергии. Влияние калибровки на результаты анализа обусловлены отличиями в уравнениях калибровочных кривых, используемых расчетным кодом, для источников излучения с различным обогащением. Поэтому калибровка должна учитываться как независимое условие, несмотря на то, что ее влияние на конечный результат является незначительным (при правильной настройке коэффициента усиления спектрометрического тракта).

Условия изменились в ходе выполнения экспериментальной части работы. Поиск закономерностей в результатах анализов выполнялся с помощью статистических методов.

Для проведения экспериментальной части работы использовались образцовые источники урана (ОСО) с обогащением 0,71; 3,6; 21; 36 и 90% одной формы и

размеров, представляющие собой герметические стальные цилиндры диаметром 12 мм и высотой 40 мм. Массы двуокиси урана в каждом образцовом источнике составляли порядка 8 г. Стандартные образцы специально разработаны и изготовлены для анализа изотопного состава урана с учетом «бесконечной толщины» для линий низкоэнергетического рентгеновского и гамма-излучений, используемых в алгоритме расчетного кода (например, для количественного анализа ^{235}U используется $\text{ThK}\alpha_2$ линия рентгеновского излучения с энергией 89,954). Поэтому результаты исследований могут быть распространены на образцы большей массы, имеющие аналогичную «бесконечную толщину» ослабления потока фотонов рентгеновского и гамма-излучений.

Все измерения проводились с использованием спектрометрического тракта с LeGe-детектором. Данный тип детектора необходим для выполнения анализов с помощью программы MGAU. Детектор был оснащен стандартным коллиматором, изготовленным из сплава тяжелого металла. Коллиматор требуется для уменьшения влияния фонового излучения на результаты анализов.

Экспериментальная часть работы была условно разделена на две серии исследований. Первая серия была предназначена для оценки влияния времени анализа и калибровки спектрометрического тракта на точность определения изотопного состава урана в образцах. Во второй серии экспериментов определялось, каким образом геометрия «измеряемый образец – детектор» влияет на результаты определения обогащения.

Исходя из технических характеристик (размеров) детектора и коллиматора было установлено, что более эффективным является измерение образца при его расположении на оси симметрии детектора, проходящей через его торцевую поверхность.

В первой серии экспериментов спектрометрический тракт калибровался по одному из ОСО. На основании проведенной калибровки выполнялся анализ изотопного состава для ОСО с различным значением обогащения. После этого калибровка выполнялась с ОСО другого обогащения, и вся процедура измерений повторялась. Длительность калибровочного измерения составляла один час. Калибровку по урану 90%-го обогащения выполнить не удалось из-за малой статистики в пиках полного поглощения ^{234}Th . Каждый анализ включал в себя пять измерений длительностью 300, 600, 900, 1200 и 1500 с. Общее количество измерений в первой серии – 500.

Во второй серии экспериментов ОСО последовательно перемещался вдоль оси соединяющей его предполагаемый геометрический центр с геометрическим центром детектора по направлению от детектора. Измерения были проведены для расстояний 0, 1, 2, 3, 4, 5 см с длительностью измерений от 300 до 1500 с (как и в предыдущем эксперименте). В нескольких случаях выполнить анализ изотопного состава урана не удалось из-за малой статистики в пиках полного поглощения 92 – 93 кэВ, а также в пиках полного поглощения ^{234}Th . Общее количество измерений во второй серии – 675.

Для определения закономерности влияния условий измерений на точность анализов использовался метод двухфакторного дисперсионного анализа, так как в настоящее время отсутствуют общепринятые методы многофакторного анализа для подобных систем [8]. Данный метод позволяет определить степень влияния каждого фактора в отдельности и совокупности факторов на результаты измерений.

Одним из основных условий при статистической обработке результатов измерений методом многофакторного анализа является нормальность распределения

ТОПЛИВНЫЙ ЦИКЛ И РАДИОАКТИВНЫЕ ОТХОДЫ

анализируемых групп данных. Для проверки нормальности распределения были проведены 100 контрольных анализов изотопного состава образца с 36%-ным обогащением, расположенного вплотную к коллиматору детектора (на расстоянии 0 см), и временем набора спектра 300 с. Нормальность анализируемых данных была подтверждена посредством использования критерия Колмогорова.

Двухфакторный анализ основан на расчете дисперсий:

- межгрупповая по фактору А

$$s_1^2 = \frac{\sum_{i=1}^m \left(\sum_{j=1}^l \sum_{k=1}^n x_{ijk} \right)^2 - \left(\sum_{i=1}^m \sum_{j=1}^l \sum_{k=1}^n x_{ijk} \right)^2}{l \cdot n - m \cdot l \cdot n} ; \quad (1)$$

- межгрупповая по фактору В

$$s_2^2 = \frac{\sum_{j=1}^l \left(\sum_{i=1}^m \sum_{k=1}^n x_{ijk} \right)^2 - \left(\sum_{i=1}^m \sum_{j=1}^l \sum_{k=1}^n x_{ijk} \right)^2}{m \cdot n - m \cdot l \cdot n} ; \quad (2)$$

- взаимодействие факторов

$$s_3^2 = \frac{\left(\sum_{i=1}^m \sum_{j=1}^l \sum_{k=1}^n x_{ijk} \right)^2 + \sum_{i=1}^m \sum_{j=1}^l \left(\sum_{k=1}^n x_{ijk} \right)^2 - \sum_{j=1}^l \left(\sum_{i=1}^m \sum_{k=1}^n x_{ijk} \right)^2 - \sum_{i=1}^m \left(\sum_{j=1}^l \sum_{k=1}^n x_{ijk} \right)^2}{m \cdot l \cdot n - n \cdot (m-1) \cdot (l-1)} ; \quad (3)$$

- остаточная

$$s_4^2 = \frac{\sum_{i=1}^m \sum_{j=1}^l \sum_{k=1}^n x_{ijk} - \sum_{i=1}^m \sum_{j=1}^l \left(\sum_{k=1}^n x_{ijk} \right)^2}{m \cdot l \cdot n - m \cdot l} , \quad (4)$$

где m – число значений фактора А; n – число значений фактора В; l – количество испытаний, проведенных при постоянстве факторов А и В.

Далее выполняется сравнение отношений дисперсий с табличными значениями распределения Фишера–Сnedекора.

Если значение вычисленного критерия больше табличного значения, влияние фактора считается существенным (значимым).

При анализе результатов первой серии экспериментов за фактор А была принята длительность измерения, а за фактор В – калибровка спектрометрического тракта. Расчеты проводились для каждого ОСО в отдельности (рис. 1а). Анализ результатов второй серии экспериментов был выполнен для образцов с обогащением 21, 36, 90%, при этом за фактор А было принято время измерения, а за фактор В – расстояние между детектором и образцом (от 1 до 4 см). Результаты расчетов приведены на рис. 1б.

В результате статистического анализа влияния факторов на погрешность измерений был сделан вывод, что влияние калибровки спектрометрического тракта в сочетании со временем измерений является несущественным для проведения анализов. Влияние факторов геометрии измерений в сочетании со временем оказывает существенное влияние на результаты.

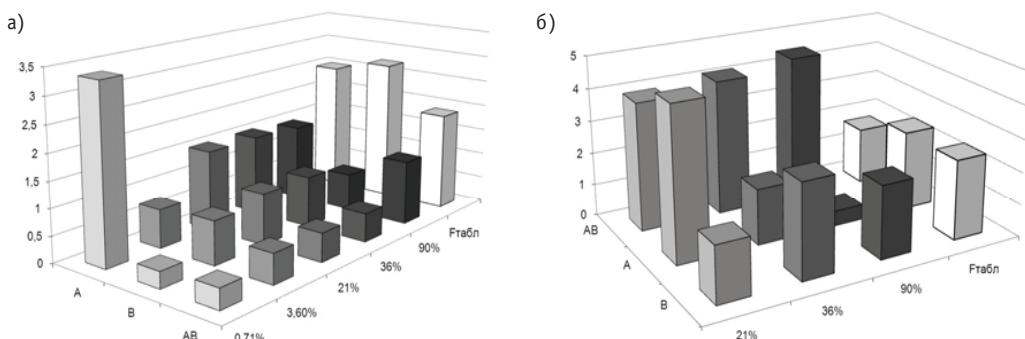


Рис. 1. Результаты многофакторного дисперсионного анализа для первой (а) и второй (б) серий экспериментов: А – оценка влияния фактора А; В – оценка влияния фактора В; АВ – оценка совместного влияния факторов А и В; $F_{\text{табл}}$ – табличное значение распределения Фишера–Сnedекора

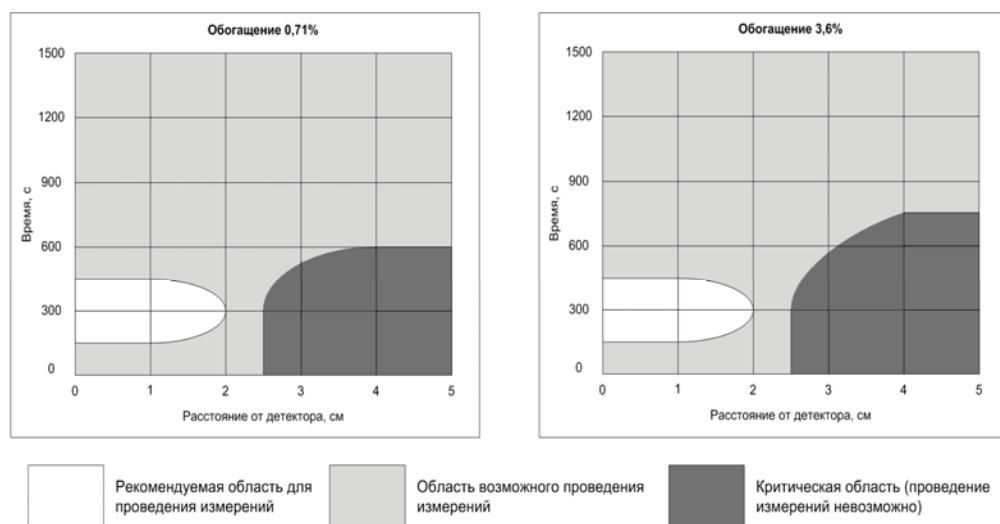


Рис. 2. Области проведения измерений для образцов с обогащением 0,71 и 3,6%

На основании полученных данных были выделены области сочетания факторов, в которых проведение анализов рекомендуется (рис. 2).

По результатам выполненной работы в отношении проведения анализа изотопного состава урана с использованием гамма-спектрометрического комплекса «U-Pu InSpector» с низкоэнергетическим планарным детектором (LeGe) были предложены следующие рекомендации, оптимизирующие указанный процесс:

- калибровка спектрометрического тракта должна выполняться с помощью образцов, содержащих менее 90% изотопа ^{235}U ;
- 300 с является минимально достаточным временем набора спектра для получения результатов анализа с погрешностью 2–4% (при доверительной вероятности 0,95);
- для образцов с изотопным содержанием ^{235}U меньше 36% проведение измерений следует проводить на расстоянии не более 1 см от торца коллиматора.

Соблюдение рекомендуемой геометрии системы «образец-детектор» и временного интервала для выполнения измерений позволит сэкономить время, избежать ошибочных данных, достигнуть требуемой точности при проведении экспериментов.

Литература

1. Райли Д., Энслин Н. и др. Пассивный неразрушающий анализ ядерных материалов. – М.: Бином, 2000. – 720 с.
2. Бушуев А.В. Методы измерений ядерных материалов/Бушуев А.В. – М.: МИФИ, 2001. – 172 с.
3. Abousahl S., Michiels A., Bickel M., Gunnink R. and Verplancke J. Applicability and limits of the MGAU code for the determination of the enrichment of uranium samples//Nuclear Instruments and Methods in Physics Research. – 1996. – V. 368. – P. 443-448.
4. Berlizov A.N., Gunnink R., Zsigrai J., Nguyen C.T., Tryshyn V.V. Performance testing of the upgraded uranium isotopes multi-group analysis code MGAU//Nuclear Instruments and Methods in Physics Research Section A: Accelerators, Spectrometers, Detectors and Associated Equipment, Volume 575, Issue 3, 1 June 2007. – P. 498-506.
5. Gunnink R., Ruhter W.D., Miller P., Goerten J., Swinhoe M., Wagner H., Verplancke J., Bickel M., and Abousahl S. MGAU: A New Analysis Code for Measuring U-235 Enrichments in Arbitrary Samples // International Nuclear Safeguards 1994, vision for the future: proceedings of a Symposium on International Safeguards. – Vienna: IAEA, 1994. – P. 541-546.
6. Ruhter W., Gunnink R. Measurement of Plutonium and Uranium Isotopic Abundances by Gamma-Ray Spectrometry)/ 11th International Workshop on Accurate Measurements in Nuclear Spectroscopy. – Sarov, 1996. – P.1-5
7. Berlizov A.N., Tryshyn V.V. Study of the MGAU applicability to accurate isotopic characterization of uranium samples. – IAEA-SM-367/14/05/P.
8. Кремер Н.Ш. Теория вероятностей и математическая статистика. – М.: ЮНИТИ, 2000. – 575 с.

Поступила в редакцию 13.04.2012

РАСЧЕТНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ВЫГОРАНИЯ ТОПЛИВА ИССЛЕДОВАТЕЛЬСКОГО РЕАКТОРА ИРТ ПРИ АНАЛИЗЕ КОНВЕРСИИ НА НИЗКООБОГАЩЕННОЕ УРАНОВОЕ ТОПЛИВО

С.В. Ивахин, А.И. Радаев, Г.В. Тихомиров, М.В. Щуровская
Национальный исследовательский ядерный университет «МИФИ», г. Москва



Рассматривается моделирование нейтронно-физических характеристик ТВС ИРТ-ЗМ с диоксидным высокообогащенным урановым (ВОУ) топливом и с уран-молибденовым низкообогащенным урановым (НОУ) топливом. Представлены результаты расчета изотопного состава отработавшего топлива. Предложены тестовые задачи для ячеек ИРТ с ВОУ- и НОУ-топливом и результаты расчета этих задач по программам MCU, MCNP.

Ключевые слова: исследовательский реактор, активная зона, нейтронно-физические расчеты, обогащение топлива.

Key words: research reactor, reactor core, neutronic calculations, fuel enrichment.

ВВЕДЕНИЕ

Работа по переводу (конверсии) исследовательских реакторов с высокообогащенного уранового (ВОУ) топлива на низкообогащенное урановое (НОУ) топливо ведется уже несколько десятилетий. К настоящему времени производятся НОУ ТВС с топливом на основе диоксида урана. В стадии разработки и испытаний находятся ТВС с высокоплотным уран-молибденовым топливом (U9%Mo-Al) [1]. Уже осуществлен перевод ряда ИР российской конструкции за рубежом на низкообогащенное урановое топливо. Рассматривается возможность конверсии нескольких российских ИР (прежде всего это касается реакторов ИРТ).

Для перехода на низкообогащенное урановое топливо требуется модификация расчетных моделей, ранее разработанных для реакторов с высокообогащенным урановым топливом, и дополнительная верификация этих моделей. Одной из главных задач является совершенствование и верификация расчетной модели выгорания топлива.

В работе рассматривается моделирование нейтронно-физических характеристик в процессе выгорания ТВС ИРТ-ЗМ с высокообогащенным диоксидным топливом и низкообогащенным уран-молибденовым топливом (обогащение 19,7%) с помощью программ MCNP и MCU.

© С.В. Ивахин, А.И. Радаев, Г.В. Тихомиров, М.В. Щуровская, 2012

ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ. ЦЕЛЕСООБРАЗНОСТЬ РАБОТЫ

Целью работы является разработка методики задания изотопного состава выгоревшего топлива для расчета активной зоны исследовательского реактора ИРТ по программам, реализующим метод Монте- Карло (MCNP, MCU). Рассматривается случай, когда для расчета процесса выгорания берутся данные о распределении глубины выгорания урана-235 по ТВС активной зоны, полученные с помощью инженерных программ, а монте-карловская программа не используется.

Расчет процесса выгорания и перегрузок активной зоны ИР традиционно осуществляется по программе трехмерного диффузационного расчета с библиотекой макросечений (или микросечений), подготовленной по инженерной ячеичной программе. Результатом такого расчета является распределение глубины выгорания урана-235 по активной зоне. Кроме того, может быть определено распределение изотопов урана, плутония и некоторых продуктов деления. Список изотопов, концентрации которых известны, определяется цепочкой изотопных превращений, заданной либо в ячеичной, либо в диффузационной реакторной программе. В этом случае в расчете всегда присутствует эффективный (суммарный) осколок деления, моделирующий поглощение нейтронов набором продуктов деления с небольшими сечениями захвата.

При анализе конверсии реактора на низкообогащенное урановое топливо возникает необходимость более детального расчета изотопного состава по сравнению со случаем высокообогащенного уранового топлива. Кроме того, при рассмотрении загрузок реактора, для которых нет экспериментальных данных, необходимым становится использование прецизионных программ наряду с инженерными, так как правомерность использования последних обосновывается путем сопоставления с результатами измерений. Однако расчет выгорания топлива в реакторе по прецизионным программам является трудоемкой задачей и не всегда оправдан. Поэтому разрабатываются методики, комбинирующие расчеты по прецизионным и инженерным (диффузационным) программам. Например, при расчете по программе MCNP может использоваться изотопный состав, рассчитанный по диффузационной программе. Известны, по крайней мере, два способа учета эффективного осколка деления при расчете по программе MCNP. Во-первых, существует возможность для нескольких интервалов по выгоранию записать групповые микросечения захвата и рассеяния в формате, с которым работает MCNP (например, в некоторых версиях программы WIMS можно создать 69- или 172-групповую библиотеку микросечений для эффективного осколка деления) [2]. В этом случае в расчете по MCNP необходимо задать соответствующие рассматриваемому выгоранию концентрации эффективного осколка. Во-вторых, существует возможность компенсировать поглощение нейтронов изотопами, входящими в состав эффективного осколка деления, путем введения фиктивного (суррогатного) осколка (одного или нескольких) со специально подобранный концентрацией. В качестве фиктивного осколка при этом выбирают продукты деления с сечениями захвата, близкими к сечению эффективного осколка деления. Этот же способ можно использовать для сокращения числа изотопов, задаваемых в полномасштабном расчете, если модуль расчета выгорания имеет очень подробную цепочку изотопных превращений и некоторые изотопы из этой цепочки отсутствуют в библиотеке MCNP или MCU.

В рамках данной работы был выбран второй подход, а именно, на основании ячеичных расчетов по программам с детальным представлением изотопного состава при выгорании (ORIGEN, MCU) определены параметры полиномиальных зависимостей концентраций актинидов и наиболее значимых продуктов деления от

глубины выгорания урана-235. Продукты деления, не вошедшие в число наиболее значимых, учтены путем выбора концентраций фиктивных осколков деления таким образом, чтобы K_{inf} ячейки ИРТ на разных стадиях выгорания с учетом актинидов, выбранных значимых продуктов деления и фиктивных осколков был таким же, как для задачи с полным изотопным составом. Для фиктивных осколков деления также определены параметры полиномиальных зависимостей их концентраций от глубины выгорания урана-235. С помощью вышеописанных полиномиальных зависимостей по заданной глубине выгорания урана-235 определяется изотопный состав топлива для расчета по программе MCNP.

Таким образом, предлагаемая методика позволяет проводить расчет выгоревшей активной зоны реактора ИРТ по программе MCNP или MCU, имея только распределение глубины выгорания урана-235 по активной зоне.

ИСХОДНЫЕ ДАННЫЕ, ПАРАМЕТРЫ РАСЧЕТНОЙ МОДЕЛИ

Параметры модели для подготовки зависимостей изотопного состава: бесконечная геометрия, моделирующая типовую пространственную область реактора; типичные материалы, включая топливо, конструкционные материалы, замедлитель (теплоноситель); характерные эксплуатационные режимы.

В рассматриваемых в работе тестовых задачах использованы параметры НОУ и ВОУ ТВС ИРТ-ЗМ, представленные в табл. 1.

Таблица 1
Основные параметры модели ТВС ИРТ-ЗМ

Параметр	Значение	
Тип ТВС	ИРТ-ЗМ	
Топливная композиция	UO_2+Al	$U-Mo+Al$
Материал оболочек твэла	CAB-1	CAB-1
Обогащение урана, %	90	19,7
Число твэлов в ТВС	8	8
Содержание ^{235}U в ТВС, г	300	400
Толщина твэла, мм	1,5	1,5
Толщина межтвэльных зазоров, мм	2,37	2,37
Сердечник твэла		
Толщина, мм	0,4	0,5
Длина, мм	580	600
Плотность урана, г/см ³	1,07	5,15
Объемная доля воды в ТВС	0,62	0,63
Концентрация ^{235}U в активной зоне, г/л	101,2	130,4

В таблице 2 дан состав «свежего» топлива для двух рассматриваемых типов ТВС.

РАСЧЕТНЫЕ МОДЕЛИ И ПРОГРАММЫ

Для расчета нейтронно-физических свойств и выгорания моделируемых ТВС использовались следующие расчетные комплексы: MCNP 4B (расчет спектра нейтронов на основе метода Монте-Карло) с ORIGEN-S (расчет изменения изотопного состава заданной топливной композиции) [3,4] и MCU5-REA [5].

Таблица 2

**Начальный состав топливного сердечника
твэлов ТВС ИРТ-ЗМ**

ВОУ-топливо		НОУ-топливо	
Элемент	Ядерная концентрация, 10^{24} 1/cm^3	Элемент	Ядерная концентрация, 10^{24} 1/cm^3
^{235}U	$2.460 \cdot 10^{-3}$	^{235}U	$2.601 \cdot 10^{-3}$
^{238}U	$2.460 \cdot 10^{-4}$	^{238}U	$1.047 \cdot 10^{-2}$
^{234}U	$2.733 \cdot 10^{-5}$	Mo	$3.264 \cdot 10^{-3}$
Al	$5.318 \cdot 10^{-2}$	Al	$3.974 \cdot 10^{-2}$
O	$5.466 \cdot 10^{-3}$		

Прецизионный код MCU5-REA с библиотекой MDBREA50 является развитием программ MCU-RFFI/A и MCU-REA и включает в себя модуль BURNUP [6], рассчитывающий изменение изотопного состава при заданных сечениях изотопов и мощности. Для моделирования взаимодействия нейтронов с веществом в области термализации нейтронов в физическом модуле программы использовался подмодуль ФИМТОЭН, реализующий непрерывное слежение за энергией нейтрона с использованием поточечного представления сечений взаимодействия нейтронов с веществом.

**МЕТОДИКА ЗАДАНИЯ ИЗОТОПНОГО СОСТАВА ВЫГОРЕВШЕГО
ТОПЛИВА. ВЫБОР ФИКТИВНОГО ОСКОЛКА**

Современные программы нейтронно-физического расчета позволяют учитывать несколько сотен продуктов деления (ПД), но использование всех ПД в расчетах не всегда является оправданным. Проведенный анализ полного списка продуктов деления, учитываемого в расчетах по программам ORIGEN-S и MCU5-REA, показал, что достаточно использовать набор из 30-ти значимых продуктов деления (табл. 3), который позволяет учитывать 85% по массе и 88% по поглощению нейтронов по отношению к полному списку.

Для высокообогащенного и низкообогащенного уранового топлива на каждом шаге определения изотопного состава было рассчитано отношение массы к ско-

Таблица 3

**Продукты деления топлива
твэлов ТВС ИРТ-ЗМ**

Элемент		
Xe-135	Pd-105	Ce-142
Sm-149	Pr-141	Ce-140
Sm-151	La-139	Zr-92
Rh-103	Zr-93	Ba-138
Nd-143	Mo-97	Xe-134
Pm-147	Nd-144	Xe-136
Xe-131	Mo-98	Cs-137
Tc-99	Zr-96	Zr-94
Nd-145	Mo-100	Mo-95
Cs-133	Xe-132	Ru-101

рости поглощения нейтронов для всех продуктов деления. Отброшенная часть продуктов деления в расчетах может быть учтена путем введения фиктивного осколка, для которого отношение массы к скорости поглощения нейтронов будет равно данному отношению для суммы всех отброшенных продуктов деления. Поскольку это отношение меняется на протяжении всего времени выгорания топлива, невозможно подобрать один изотоп, имеющий такое же отношение на каждом шаге по выгоранию, как и для отброшенной части. Поэтому фиктивный осколок моделировался двумя продуктами деления (^{95}Mo и ^{101}Ru): для первого отношение массы к скорости поглощения нейтронов всегда больше, чем для отброшенной части продуктов деления на всех шагах по выгоранию, а для второго – всегда меньше.

Представим аналитически выбор фиктивного осколка: L – число отброшенных продуктов деления, $M = \sum_{i=1}^L m_i$ – суммарная масса и $R = \sum_{i=1}^L R_i$ – суммарная скорость поглощения нейтронов для отброшенных продуктов деления. Получим формулу для данного отношения

$$c = \frac{M}{R}. \quad (1)$$

При замене отброшенной части фиктивным осколком из двух продуктов деления с отношениями массы к скорости поглощения нейтронов A и B соответственно данное отношение c может быть представлено в виде

$$c = \xi A + (1 - \xi)B, \quad (2)$$

где ξ – доля продукта деления с отношением массы к скорости поглощения нейтронов, равным A .

С помощью расчетов по программам MCNP и MCU были получены процентные соотношения между выбранными изотопами для фиктивного осколка на каждом шаге по выгоранию.

РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТОВ

На рисунке 1 представлены зависимости коэффициента размножения нейтронов от выгорания для ТВС ИРТ-3М с различным топливом и набором продуктов деления. В работе [7] было проведено сравнение различных величин, характери-

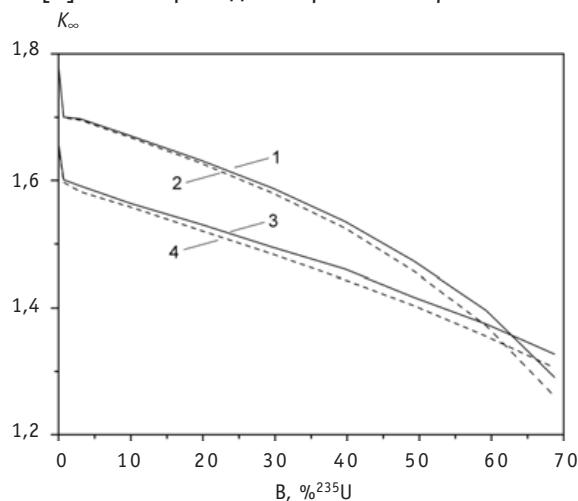


Рис. 1. Зависимость коэффициента размножения нейтронов для ТВС ИРТ-3М от выгорания:
1 – учитываются 30 продуктов деления для ВОУ-топлива; 2 – учитываются все продукты деления для ВОУ топлива; 3 – учитываются 30 продуктов деления для НОУ-топлива; 4 – учитываются все продукты деления для НОУ-топлива

ТОПЛИВНЫЙ ЦИКЛ И РАДИОАКТИВНЫЕ ОТХОДЫ

зующих выгорание топлива и продемонстрировано преимущество использования отношения разделившейся массы урана-235 к его первоначальному содержанию в топливе в сравнении с изменением массы изотопа ^{235}U .

Коэффициенты размножения нейтронов с полным набором продуктов деления и 30-тью продуктами с фиктивным осколком совпадают с погрешностью до 0.24% для глубины выгорания до 50% как для MCNP, так и для MCU.

Были получены зависимости концентраций для 30-ти значимых осколков в зависимости от выгорания. Стоит отметить различие в ядерных концентрациях для топлива с разным обогащением. Концентрация осколков в ВОУ-топливе ниже, чем в НОУ-топливе при одном и том же выгорании. Это обусловлено большей исходной загрузкой урана-235 для ТВС ИРТ-3М с низкообогащенным урановым топливом и накоплением с последующим выгоранием изотопов плутония. Представленные зависимости концентраций получены из расчетов MCU5-REA, различие с ORIGEN-S достигает 3%.

На рисунках 2, 3 представлены зависимости концентрации ^{137}Cs и ^{105}Pd соответственно для высокообогащенного и низкообогащенного уранового топлива.

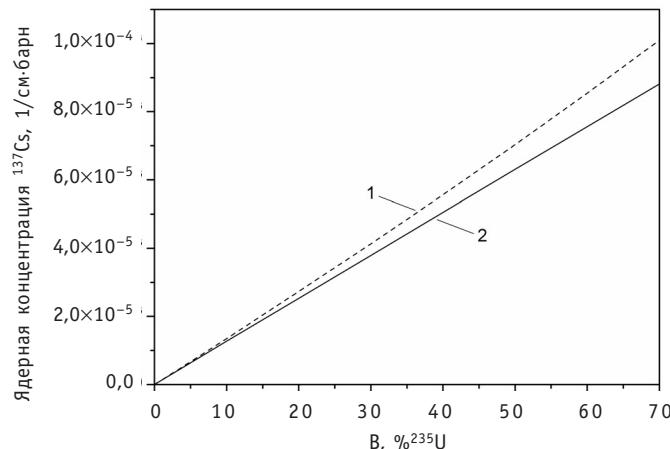


Рис. 2. Зависимость ядерной концентрации ^{137}Cs в топливе ТВС ИРТ-3М от выгорания ^{235}U : 1 – для ВОУ-топлива; 2 – для НОУ-топлива

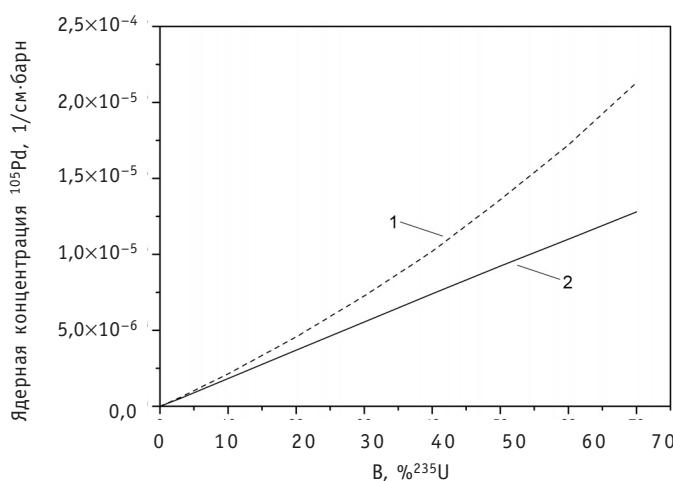


Рис. 3. Зависимость ядерной концентрации ^{105}Pd в топливе ТВС ИРТ-3М от выгорания ^{235}U : 1 – для ВОУ-топлива; 2 – для НОУ-топлива

При использовании в исследовательских реакторах низкообогащенного уранового топлива значительно возрастает влияние изотопов плутония на нейтрально-физические характеристики ТВС.

На рисунке 4 представлены зависимости концентрации плутония-239 от глубины выгорания урана-235 для рассматриваемого высокообогащенного и низкообогащенного уранового топлива.

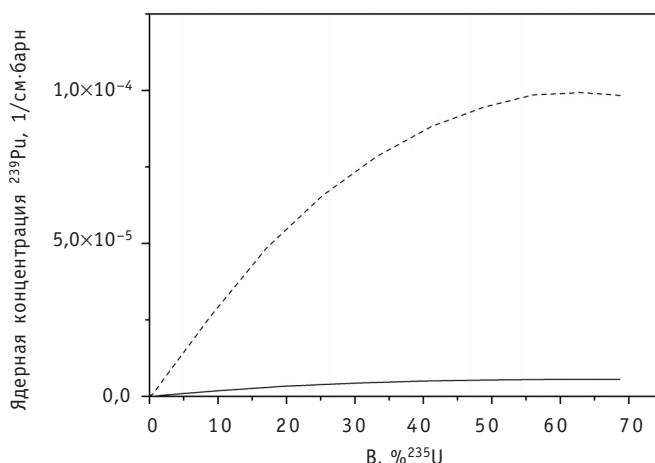


Рис. 4. Зависимость ядерной концентрации ²³⁹Pu в топливе ТВС ИРТ-ЗМ от выгорания ²³⁵U: 1 – для BOU-топлива; 2 – для НОУ-топлива

Особое внимание стоит обратить на долю энерговыделения плутония. В таблице 4 приведена зависимость вклада в энерговыделение Ru для ТВС ИРТ-ЗМ от выгорания ²³⁵U.

Из данных табл. 4 видно, что с выгоранием топлива вклад в энерговыделение плутония возрастает. Для НОУ-топлива при величине выгорания 70% энерговыделение за счет плутония достигает 19%.

Вследствие увеличения доли плутония в балансе энерговыделения происходит изменение удельного расхода урана-235 на единицу выделившейся энергии при работе реактора. Поясним, что понималось под значением величины удельного расхода урана-235 в данной работе.

Таблица 4
Зависимость вклада в энерговыделение Ru для ТВС ИРТ-ЗМ в зависимости от выгорания ²³⁵U

Выгорание ²³⁵ U, %	Вклад в энерговыделение, % от всего энерговыделения	
	Диоксидное топливо (обогащение по ²³⁵ U 90%)	Уран-молибденовое топливо (обогащение по ²³⁵ U 19,7%)
3	0,04	0,62
10	0,15	2,20
20	0,31	4,45
30	0,48	6,73
40	0,65	9,18
50	0,86	11,93
60	1,11	15,22
70	1,48	19,38

ТОПЛИВНЫЙ ЦИКЛ И РАДИОАКТИВНЫЕ ОТХОДЫ

Количество выгоревшего $m_{\text{выг}}$, т.е. разделившегося $m_{\text{дел}}$ и претерпевшего радиационный захват ^{235}U m_{γ} при работе реактора на мощности N МВт в течение времени t сут можно записать в виде

$$m_{\text{выг}} = m_{\text{дел}} + m_{\gamma} = \varepsilon \cdot N \cdot t + \frac{\sigma_{\gamma}}{\sigma_f} \cdot m_{\text{дел}}, \quad (3)$$

где ε – масса урана (г), который необходимо разделить, чтобы получить энергию 1 МВт·сут; $\frac{\sigma_{\gamma}}{\sigma_f} = \alpha$ – параметр, зависящий от энергии нейтронов, взаимодействующих с топливом.

Следовательно,

$$m_{\text{выг}} = \varepsilon \cdot (1 + \alpha) \cdot N \cdot t, \quad (4)$$

тогда

$$Y = \frac{m_{\text{выг}}}{N \cdot t} = \varepsilon \cdot (1 + \alpha), \quad (5)$$

где Y – удельный расход ^{235}U , г $^{235}\text{U}/(\text{МВт} \cdot \text{сут})$.

Например, в реакторах на тепловых нейтронах для ^{235}U часто используются значения $\varepsilon = 1,05$, $\alpha = 0,17$. Соответственно, $Y \approx 1,23$ г $^{235}\text{U}/(\text{МВт} \cdot \text{сут})$.

Проведен расчет удельного расхода урана-235 для ТВС ИРТ-ЗМ в зависимости от выгорания ^{235}U . В таблице 5 приведена зависимость удельного расхода ^{235}U от выгорания ^{235}U для ТВС ИРТ-ЗМ, откуда следует, что удельный расход урана-235 с выгоранием топлива уменьшается, что обусловлено накоплением и дальнейшим делением плутония.

Таблица 5

Зависимость удельного расхода ^{235}U для ТВС ИРТ-ЗМ в зависимости от выгорания ^{235}U

Выгорание ^{235}U , %	Удельный расход ^{235}U , г $^{235}\text{U}/(\text{МВт} \cdot \text{сут})$	
	Диоксидное топливо (обогащение по ^{235}U 90%)	Уран-молибденовое топливо (обогащение по ^{235}U 19,7%)
3	1,251	1,250
10	1,250	1,242
20	1,247	1,230
30	1,245	1,218
40	1,243	1,206
50	1,240	1,194
60	1,238	1,182
70	1,236	1,169

Представленные данные для удельного расхода топлива аппроксимируются линейной зависимостью. С учетом данной зависимости с хорошей точностью возможно определить время работы реактора на мощности для достижения необходимого среднего выгорания. Отметим, что зависимости удельного расхода подходят практически для всех видов топлива с данным обогащением.

Время, в течение которого достигается необходимое среднее выгорание, можно определить по формуле

$$t = \frac{m_{\text{выг}}}{Y \cdot N} = \frac{3 \cdot B}{Y \cdot N}, \text{ сут}, \quad (6)$$

где Z – загрузка урана-235, г; B – выгорание урана-235, доля от начального содержания; U – удельный расход, г $^{235}\text{U}/(\text{МВт}\cdot\text{сут})$; N – мощность, МВт.

ТЕСТИРОВАНИЕ МЕТОДИКИ ЗАДАНИЯ ФИКТИВНОГО ОСКОЛКА

В результате проведенных исследований были получены полиномиальные зависимости актинидов, значимых осколков и двух фиктивных осколков от глубины выгорания урана-235. Эти полиномиальные зависимости позволяют задать детальный изотопный состав выгоревших ВОУ или НОУ ТВС ИРТ-3М для расчета реактора ИРТ по программе MCNP или MCU исходя из распределения глубины выгорания урана-235 по активной зоне, рассчитанного по инженерной диффузационной программе.

Для тестирования разработанной методики проведен расчет загрузки реактора ИРТ МИФИ на 04.02.2009 (16 ВОУ ТВС ИРТ-3М, средняя по активной зоне глубина выгорания урана-235 28,7%). Трехмерное распределение глубины выгорания урана-235 по ТВС активной зоны было рассчитано с помощью диффузационной программы TIGRIS [8]. В результате расчета по программам MCNP 4B и MCU5-REA был получен эффективный коэффициент размножения нейтронов для экспериментального критического состояния с изотопным составом выгоревшего топлива: 1,0019 ($\pm 0,0004$) и 1,0032 ($\pm 0,0004$) соответственно.

Разработанная методика задания изотопного состава позволяет получать адекватные результаты при расчете активной зоны ИРТ с ВОУ ТВС ИРТ-3М. При этом использование полиномиальных зависимостей, полученных по MCNP+ORIGEN-S и MCU5-REA, дает близкие результаты.

ВЫВОДЫ

Использование в исследовательских реакторах низкообогащенного уранового топлива увеличивает влияние изотопов плутония на нейтронно-физические характеристики ТВС. Особое внимание стоит обратить на долю энерговыделения плутония и накопление продуктов деления.

Предложенная методика упрощения изотопного состава с хорошей точностью позволяет моделировать нейтронно-физические свойства ТВС и активных зон, их использующих. Показано, что коэффициент размножения нейтронов ячейки ИРТ на разных стадиях выгорания с учетом актинидов, выбранных значимых продуктов деления и фиктивных осколков был таким же, как для задачи с полным изотопным составом.

Литература

1. Аден В.Г., Карташев Е.Ф., Лукичев В.А., Лавренюк П.И. и др. Российская программа снижения обогащения топлива в исследовательских реакторах. Состояние и перспективы//Вопросы атомной науки и техники. Серия: Физика радиационных повреждений и радиационное материаловедение – 2005. – № 5 (88). – С. 3-9.
2. Hanan N.A. , Pond R.B. , Woodruff W.L. , Bretscher M.M. , and Matos J.E. The use of WIMS-ANL lumped fission product cross sections for burned core analysis with the MCNP Monte Carlo code/ Proceedings of the International Meeting on Reduced Enrichment for Research and Test Reactors (October 18-23, 1998 Sao Paulo, Brazil).
3. Judith A., Briesmeister Ed. MCNP-A General Monte Carlo N-Particle Transport Code, Version 4B. – LA-12625-M, Version 4B, 1997.
4. SCALE: a Modular Code System for Performing Standardized Computer Analyses for Licensing Evaluation. ORNL/NUGER/CSD-2/R4, v.I – III, 1993.
5. Алексеев Н.И., Большагин С.Н., Гомин Е.А., Городков С.С., Гуревич М.И., Калугин М.А., Кулаков А.С., Марин С.В., Новосельцев А.П., Олейник Д.С., Пряничников А.В., Сухино-Хоменко Е.А., Шкаровский Д.А., Юдкевич М.С. Статус MCU-5//ВАНТ. Серия: Физика ядерных реакторов. 2011. – Вып. 4.

ТОПЛИВНЫЙ ЦИКЛ И РАДИОАКТИВНЫЕ ОТХОДЫ

6. Юдкевич М.С. Программа BURNUP для расчета изменения изотопного состава реактора в процессе кампании/ИАЭ-6048/5. М. 1997.
7. Баранов В.Г., Тихомиров Г.В., Харитонов П.Е., Хлунов А.В. Моделирование выгорания ядерного топлива исследовательских реакторов при переходе на низкое обогащение//Атомная энергия. – 2010. – Т. 108. – Вып. 1. – С. 40-45.
8. Щуровская М.В., Алферов В.П. Расчет и эксперимент при определении эксплуатационных характеристик исследовательского реактора//Атомная энергия. – 2006. – Т. 101. – Вып. 4. – С. 254-262.

Поступила в редакцию 29.03.2012

СОЗДАНИЕ И ПРИМЕНЕНИЕ МНОГОМЕРНЫХ ИНФОРМАЦИОННЫХ МОДЕЛЕЙ БЛОКА АЭС ПРИ ВЫВОДЕ ИЗ ЭКСПЛУАТАЦИИ

Б.К. Былкин*, В.Л. Тихоновский, Д.В. Чуйко****

* НИЦ «Курчатовский институт», г. Москва

** ЗАО «НЕОЛАНТ», г. Москва



Изложены основные положения применения имитационного моделирования при планировании работ по выводу из эксплуатации АЭС

Ключевые слова: атомная станция, вывод из эксплуатации, информационные технологии, информационная система, имитационное моделирование.

Key words: nuclear power plant (NPP), decommissioning, information technologies, information system, imitational modeling.

ВВЕДЕНИЕ

Вывод из эксплуатации (ВЭ) – завершающий этап жизненного цикла блока АЭС, сравнимый по сложности и продолжительности с таким этапом жизненного цикла, как эксплуатация. Но в отличие от эксплуатации это затратный этап, который в силу особенностей оказывает существенное влияние на суммарные показатели эффективности АЭС [1].

В связи с потенциальной значительной длительностью, сложностью и опасностью процесса ВЭ в требованиях нормативно-технических и руководящих документов Ростехнадзора и Концерна РЭА определено создание и наполнение информационной системы базы данных вывода из эксплуатации энергоблоков АЭС (ИС БДВЭ) с использованием трехмерного моделирования для всестороннего информационного сопровождения процесса ВЭ АЭС [2–4].

На сегодняшний день работы по созданию ИС БДВЭ ядерно и радиационно опасных объектов и, в частности, блоков АЭС осуществляются достаточно активно [5]. Однако все созданные и создаваемые на сегодняшний день системы пока решают только базовую задачу систематизации, сохранения и передачи знаний на длительные временные сроки.

Зарубежный опыт показывает возможность создания и высокую эффективность применения различного рода имитационных моделей и тренажеров для ВЭ блоков АЭС. В качестве примера можно привести один из крупнейших проектов современности по выводу из эксплуатации пяти энергоблоков с реакторными установками типа ВВЭР на АЭС Greifswald в восточной Германии, в процессе которого активно применялись информационные системы, базы данных и расчетные комплексы оценки различных аспектов ВЭ блоков [6].

© Б.К. Былкин, В.Л. Тихоновский, Д.В. Чуйко, 2012

ВЫВОД ИЗ ЭКСПЛУАТАЦИИ

Отметим, что основными задачами, решаемыми за рубежом с помощью информационных систем, применяемых при ВЭ, являются расчет стоимости проекта ВЭ, планирование и управление его проведением [7].

В целом, формирование имитационной модели ВЭ блока АЭС должно являться составной частью создания ИС БДВЭ. Следующие факторы определяют возможность, целесообразность и необходимость осуществления предварительного моделирования процесса (проекта) ВЭ блока АЭС на имитационных моделях ВЭ (далее ИМ ВЭ):

- длительность, сложность и потенциальная опасность процесса ВЭ для персонала, населения, окружающей среды;
- значительная стоимость практической реализации ВЭ и необходимость ее оптимизации;
- необходимость обучения персонала, который будет осуществлять практические работы по ВЭ;
- системный подход по созданию баз данных ВЭ блоков АЭС с применением трехмерного моделирования;
- современный уровень развития возможностей вычислительной техники и программного обеспечения;
- международный опыт планирования и осуществления работ по ВЭ, положения рекомендаций МАГАТЭ;
- требования современных нормативно-технических и концептуальных документов Ростехнадзора, Госкорпорации «Росатом», ОАО «Концерн Росэнергоатом» в области вывода из эксплуатации и информационного сопровождения данного процесса.

ЦЕЛИ И ЗАДАЧИ ПРИМЕНЕНИЯ ИМИТАЦИОННЫХ МОДЕЛЕЙ БЛОКА АЭС ПРИ ПОДГОТОВКЕ И ВЫВОДЕ ИЗ ЭКСПЛУАТАЦИИ

В статье под термином «имитационное моделирование» понимается логико-математическое описание процессов, реализуемых в виде компьютерных алгоритмов и программ, имитирующих в ходе машинного эксперимента протекание процессов во времени подобно тому, как они проходили бы в действительности. Имитационное моделирование применяется в целях проектирования, анализа и оценки функционирования сложных объектов, для которых по различным причинам невозможно либо очень сложно разработать аналитические модели. Использование имитационных моделей чаще всего продиктовано необходимостью учета большого числа случайных факторов, влияющих на результат функционирования объектов. В этом случае проводится *n* экспериментов с моделью, в каждом из которых значения случайных факторов заменяются детерминированной величиной в соответствии с их законом распределения. После проведения *n* экспериментов с моделью результаты обрабатываются с применением методов математической статистики. Среди видов имитационного моделирования особое место занимает дискретно-событийное моделирование, реализующее в ходе машинного эксперимента механизм формирования системного времени от события к событию. Событиями, например, могут быть значимые вехи календарно-сетевого графика сооружения объекта. Дискретно-событийное имитационное моделирование часто применяется для построения временных разрезов 3D-модели объектов, по сути – для построения 4D-модели объекта и проведения экспериментов на этой модели с целью отработки проектных решений.

Основной целью создания и применения имитационной модели ВЭ блока АЭС является снижение издержек и повышение безопасности осуществления выбран-

ного варианта ВЭ блока АЭС за счет системного управления требованиями к проекту ВЭ, многофакторного предварительного компьютерного имитационного моделирования и оптимизации осуществления как всего процесса ВЭ в целом, так и его отдельных наиболее сложных технологических операций, итеративной верификации проекта ВЭ на предмет удовлетворения сформулированным требованиям.

Формирование ИМ ВЭ должно осуществляться после первоначального наполнения ИС БДВЭ блока АЭС в достаточном объеме. Применение ИМ ВЭ должно происходить при разработке, согласовании и экспертизе проекта ВЭ в целях его оптимизации и верификации.

Определенный по результатам применения ИМ ВЭ оптимальный способ осуществления работ по ВЭ в рамках выбранного варианта ВЭ должен являться основой для преобразования ИМ ВЭ в *ND*-проектную модель ВЭ, которая совместно с данными комплексного обследования (КИРО), а также разработанной при проектировании ВЭ проектно-конструкторской, организационно-технологической, сметной и иной документаций, введенной в состав ИС БДВЭ, должна формировать электронный проект ВЭ блока АЭС (ЭП ВЭ). *ND*-проектная модель ВЭ должна в дальнейшем использоваться при планировании и управлении практическими работами по ВЭ блока АЭС в соответствии с разработанными и отраженными в ней проектными решениями.

Для достижения указанной цели ИМ ВЭ должна обеспечивать решение следующих задач:

- формирование и поддержание иерархически декомпозированной системы требований к проекту ВЭ, применяемым методикам и технологиям выполнения работ, организационным, технологическим, экономическим и другим накладываемым ограничениям;
- использование данных ИС БДВЭ в качестве основы для формирования ИМ ВЭ, включая трехмерные инженерные модели промплощадки и блока АЭС, интегрированные с проектными, эксплуатационными данными и данными КИРО по зданиям, сооружениям, системам и оборудованию промплощадки и элементам блока АЭС; степень детализации указанной информации ИС БДВЭ, ее трехмерных моделей должна быть достаточна для решения задач имитационного моделирования и получения достоверных оценок аспектов реализации того или иного варианта выполнения отдельных работ по ВЭ и всего процесса ВЭ в целом;
- ведение информационного банка данных (альтернативных) технологий и методик осуществления типовых технологических операций по ВЭ (дезактивация, демонтаж, подъемно-транспортные операции) с указанием применяемого оборудования, механизмов, инструментов, а также временных, финансовых и других параметров их применения;
- формирование планов-графиков различного уровня выполнения работ по ВЭ с возможным указанием используемых ресурсов; ведение пула используемых ресурсов с указанием характеристик ресурсов, стоимости их использования (персонал АЭС и подрядных организаций, механизмы, оборудование и инструменты);
- расчет укрупненной оценки стоимости ВЭ по выбранному варианту на основе утвержденной в ОАО «Концерн Росэнергоатом» методики расчета укрупненной оценки стоимости ВЭ с использованием в качестве исходных данных информации ИС БДВЭ блока АЭС;
- динамическая визуализация на трехмерных моделях блока АЭС и промплощадки блока АЭС управляемых электронных образов (имитационных макетов) оборудования, механизмов, персонала для моделирования отдельных наиболее сложных технологических операций по ВЭ с одновременным подсчетом дозовых на-

ВЫВОД ИЗ ЭКСПЛУАТАЦИИ

грузок на персонал и применяемое оборудование, объемов и характеристик образующихся отходов, экономических аспектов осуществления моделируемых технологических операций;

- создание средств автоматизированной верификации технологических операций ВЭ и всего выбранного варианта ВЭ на предмет соответствия заложенным требованиям к Проекту ВЭ.

На рисунке 1 представлены этапы эволюции ИС БДВЭ в направлении создания ИМ ВЭ и далее в направлении *ND*-модели ВЭ и электронного проекта ВЭ в привязке к основным вехам в заключительных этапах жизненного цикла действующего блока АЭС.

СОСТАВ И СТРУКТУРА ИМ ВЭ, ВЗАИМОСВЯЗЬ ИМ ВЭ И ИС БДВЭ БЛОКА АЭС

На основе зарубежного [8, 9] опыта создания имитационных моделей для задач ВЭ ЯЭУ различного назначения развивается отечественный подход построения ИМ ВЭ бока АЭС [10], включающий в себя следующие функциональные подсистемы и взаимосвязь между ними (рис. 2). На рисунке приняты следующие обозначения:

1 – связь требований в СУТ с информационными объектами в СКСП (задачи, ресурсы) для обеспечения верификации требований СУТ к срокам выполнения работ, ресурсам и стоимости;

2 – связь требований в СУТ с допустимыми порогами дозовых нагрузок на персонал и оборудование, указываемых в СРДН;

3 – связь требований в СУТ с допустимыми величинами финансовых затрат на реализацию ВЭ или отдельных технологических операций, указываемых в СУРС;

4 – связь требований в СУТ с допустимыми величинами образования РАО в рамках реализации всего ВЭ или отдельных технологических операций, указываемых в СРОРАО;

5 – определение базовой длительности и ресурсоемкости задач в сетевых планах-графиках СКСП на основе характеристик технологий, указанных в НБДТ;

6 – получение информации о геометрии зданий, сооружений, оборудования и трубопроводов, а также данных о радиационной обстановке в точках контроля для расчета и построения пространственной конфигурации распределения радиоактивных полей;

7 – получение СРДН данных о пространственной конфигурации распределения радиоактивных полей из СРКРП для расчета дозовых нагрузок при имитационном моделировании;

8 – передача СМТО информации в СУРС для определения укрупненной оценки стоимости варианта реализации технологической операции;

9 – получение СМТО данных о характеристиках применяемых технологий из НБДТ в моделируемом варианте реализации технологической операции;

10 – передача СМТО информации в СРОРАО для определения объема и категорий образующихся отходов, расчета потребности в контейнерах;

11 – получение информации СУРС от ИС БДВЭ для укрупненной оценки стоимости ВЭ блока АЭС в целом;

12 – получение информации СУРС от СКСП для укрупненной оценки стоимости ВЭ блока АЭС в целом;

13 – обращение ИОТ к СРДН для подсчета порогов допустимых дозовых нагрузок при обучении персонала реализации выбранного варианта технологической операции;

14 – обращение СМТО к СРДН для подсчета дозовых нагрузок при имитационном моделировании варианта реализации технологической операции;

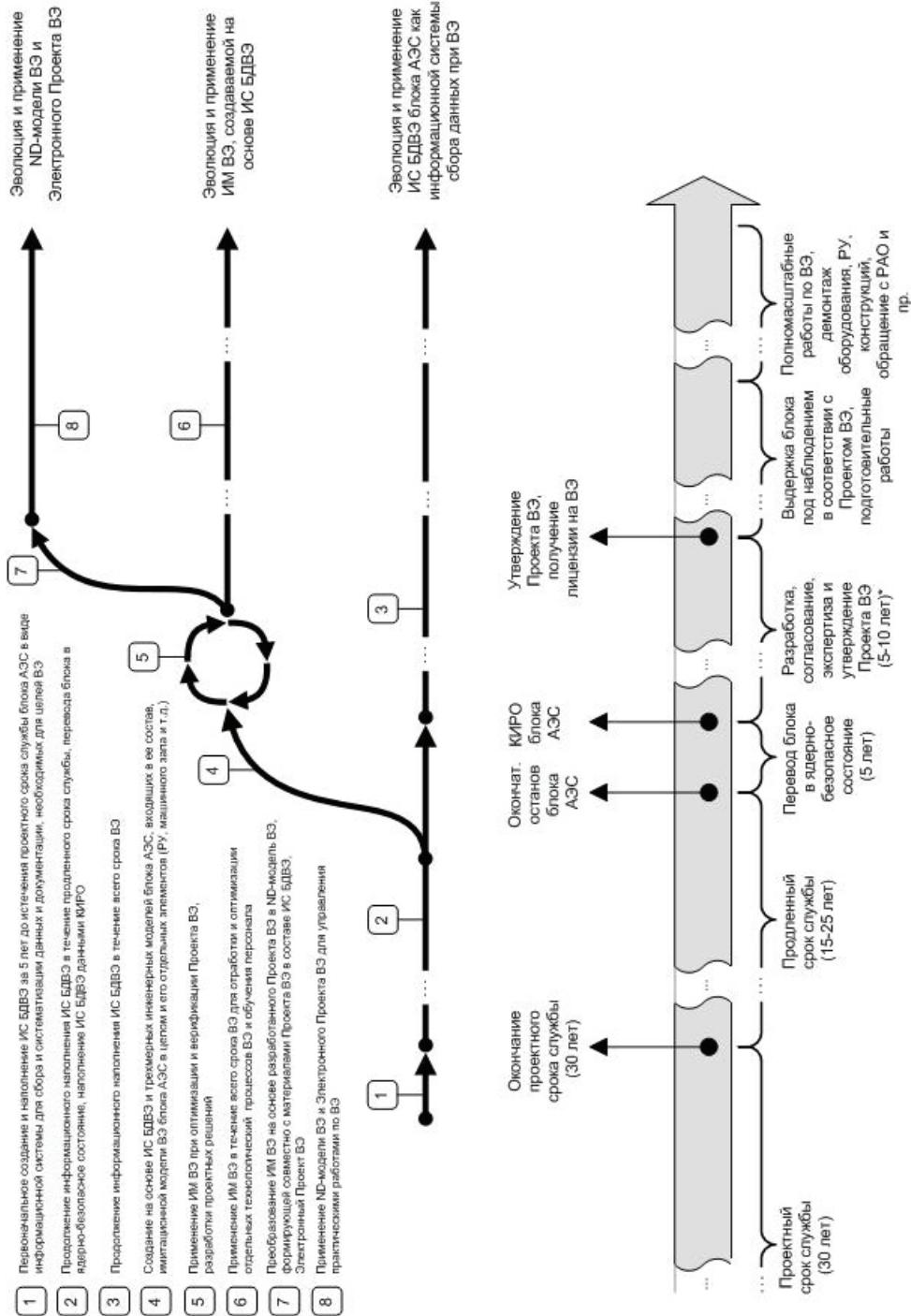


Рис. 1. Эволюция ИС БДВЭ в направлении ИМ ВЭ, ND-модели ВЭ и электронного проекта ВЭ

ВЫВОД ИЗ ЭКСПЛУАТАЦИИ

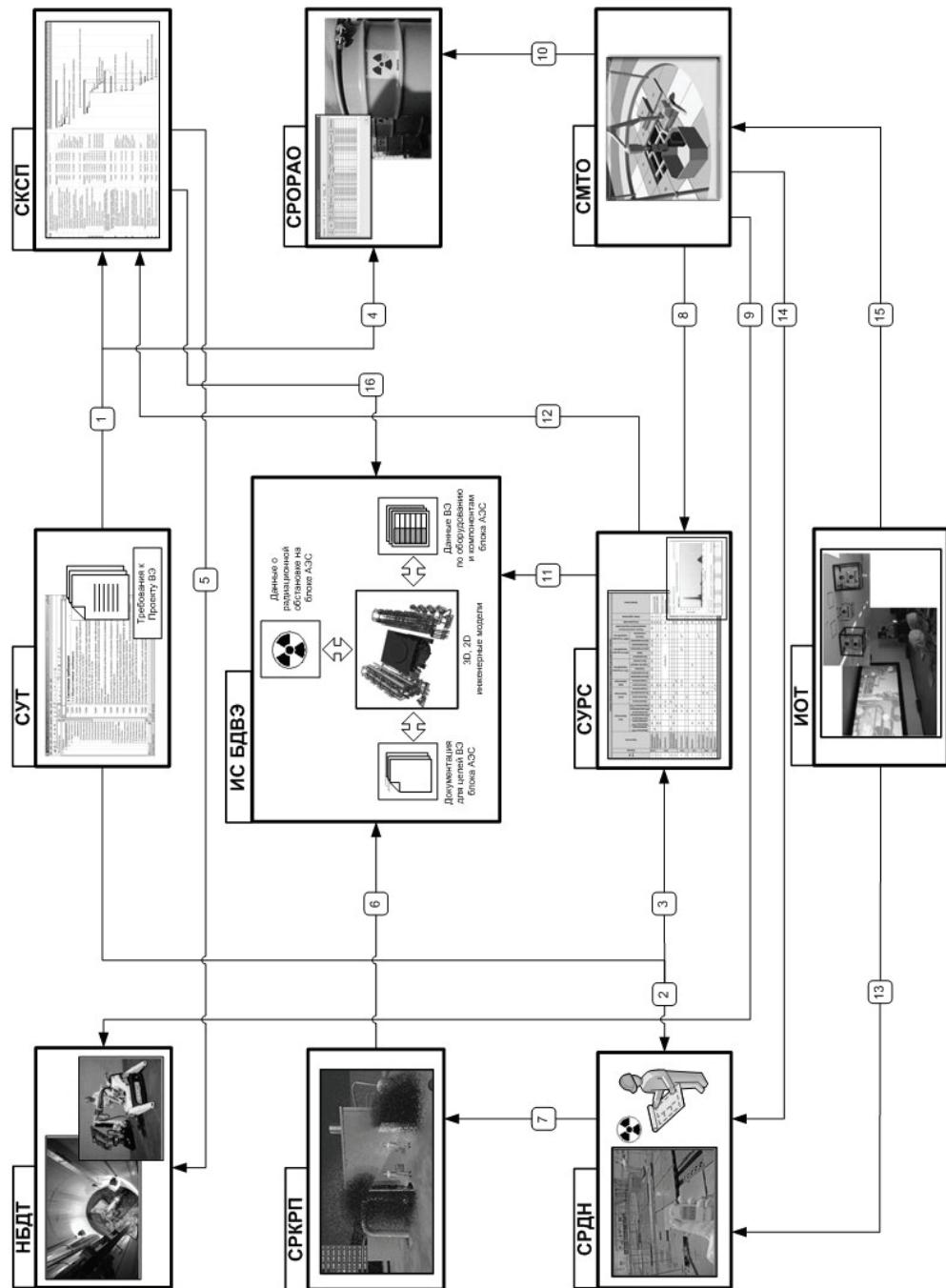


Рис. 2. Структура функциональных элементов ИМ ВЭ блока АЭС и взаимосвязи между ними

15 – обращение ИОТ к СМТО для получения сценария выбранного варианта технологической операции;

16 – связь задач в сетевых планах-графиках СКСП с графическими элементами трехмерных моделей ИС БДВЭ для визуализации планов-графиков различного уровня.

ИС БДВЭ блока АЭС содержит в себе всю необходимую информацию о блоке АЭС (трехмерные и двухмерные инженерные модели, перечни систем и оборудования с указанием массогабаритных и иных характеристик, данные по радиационной обстановке и радиационному загрязнению оборудования, электронный архив документации). ИС БДВЭ в целом обеспечивает датацентрический метод хранения информации, обмен данными между САПР, сбор, структурированное хранение и представление по запросу пользователя инженерно-технической информации.

Для создания на основе ИС БДВЭ полноценной ИМ ВЭ и применения ее в качестве единственного инструментария планирования и подготовки ВЭ необходимо обеспечить систематическое поступление в ИС БДВЭ информации о радиационной обстановке на блоке АЭС и наполнение ИС БДВЭ детальной информацией о составе и структуре систем блоков АЭС, материалах оборудования, трубопроводов, реакторных и строительных конструкций, а также параметров их радиационного загрязнения.

Система управления требованиями (СУТ) предназначена для сбора, документирования, согласования, модификации и верификации требований, контроля реализации, управления изменениями требований, а также связывания и прослеживания требований к результатам разработок стадий технического проектирования и рабочей документации проекта ВЭ.

Целью создания и применения СУТ в ИМ ВЭ и при разработке проекта ВЭ является модернизация и совершенствование технологий процессов верификации проекта ВЭ на предмет соответствия требованиям нормативной базы и заказчика. С помощью СУТ должны быть улучшены процессы разработки и управления требованиями к проекту ВЭ путем приведения процессов в соответствие современным подходам системной инженерии.

СУТ должна обеспечивать

- автоматизацию процесса конвертации нормативно-технических документов в иерархию требований СУТ;
- осуществление контроля и отслеживания внесения изменений в иерархию требований;
- управление процессами разработки требований, включая функции их согласования и изменения;
- связывание требований с объектами и (или) информацией в компонентах ИМ ВЭ при создании проекта ВЭ;
- проведение валидации реализации требований в Проекте ВЭ в рамках ИМ ВЭ с выдачей соответствующих отчетов.

Система календарно-сетевого планирования (СКСП) содержит в себе планы-графики выполнения работ по ВЭ нужной степени детализации с указанием потребного объема ресурсов для их реализации.

СКСП применяется при формировании ИМ ВЭ для решения следующих задач:

- отражение структурной декомпозиции работ по ВЭ;
- разработка сетевой модели проекта ВЭ;
- анализ критического пути проекта ВЭ;
- отражение плановых сроков производства работ по ВЭ и поставки необходимого оборудования и материалов, сроков разработки рабочей документации для обеспечения выполнения работ по ВЭ;

ВЫВОД ИЗ ЭКСПЛУАТАЦИИ

- анализ потребностей для реализации проекта ВЭ в ресурсах, как трудовых, так и материальных, во времени.

Планы-графики различного уровня СКСП в составе ИМ ВЭ связываются с элементами трехмерных моделей ИС БДВЭ для визуального представления планируемого хода выполнения работ. Длительность и ресурсное обеспечение задач в СКСП, отражающих выполнение типовых технологических операций, должны формироваться на основе информационного наполнения нормированной базы данных технологий и с учетом требований СУТ. Для проверки длительности и потребного объема необходимых людских и иных ресурсов для выполнения наиболее сложных технологических операций, отраженных в виде задач в СКСП, необходимо применять систему моделирования технологических операций.

По итогам имитационного моделирования в системе моделирования технологических операций сведения о длительности выполнения задачи, потребных ресурсах и стоимости ее выполнения должны заноситься в СКСП.

Система расчета конфигурации радиационных полей (СРКРП) на основании данных ИС БДВЭ о радиоактивном загрязнении оборудования, трубопроводов, строительных конструкций блока АЭС обеспечивает расчеты конфигурации радиоактивных полей в локальных местах блока АЭС для определения дозовых нагрузок на персонал и радиационных нагрузок на технические средства, планируемые к применению для выполнения технологических операций по ВЭ.

На основании данных КИРО, введенных в ИС БДВЭ, система должна обеспечивать отражение на трехмерных моделях блоков АЭС, зданий и сооружений промплощадки радиационной обстановки, формируя с достаточной степенью приближения конфигурации распределения радиационных полей в пространстве. При изменении пространственной конфигурации помещений, оборудования и других компонентов система должна обеспечивать средства пересчета конфигурации полей.

Система расчета объемов РАО (СРОРАО) на основании информации ИС БДВЭ должна обеспечивать функции подсчета объемов РАО, образующихся при демонтажных работах и работах по дезактивации оборудования и систем, с указанием типов и категорий образующихся РАО.

СРОРАО обеспечивает в составе ИМ ВЭ решение следующих задач:

- прогнозирование объема и категорий РАО в выделенном объеме пространства на трехмерной инженерной модели здания или сооружения промплощадки АЭС;
- определение объемов и категорий образующихся РАО в операциях по демонтажу;
- расчет потребного количества контейнеров для промежуточной изоляции (при демонтаже) или окончательной изоляции (после переработки на установках по переработке) образующихся РАО;
- прогнозирование заполнения пунктов долговременного хранения контейнеров с РАО на площадке АЭС на заданную дату реализации проекта ВЭ.

Система получает от ИС БДВЭ геометрические данные об объемах помещений, оборудования и трубопроводов, о материалах изготовления, об их радиационном загрязнении (данные КИРО, дозиметрического контроля и пр.). На основании указанной информации СРОРАО рассчитывает объемы образующихся РАО при демонтаже.

Расчет объемов РАО должен выполняться системой для заданного объема здания. В этом случае пользователь ИМ ВЭ должен определить интересующий его объем на трехмерной модели. Другой вариант – определение объемов РАО для заданной технологической операции. В этом случае СРОРАО взаимодействует с СМО.

На основании указанных данных система должна давать прогноз потребных объемов контейнеров и заполнения хранилищ. Также система может сопоставить указанные данные с доступным объемом хранилищ, возможностями установок по переработке, доступностью транспорта для удаления РАО с места образования.

Система расчета дозовых нагрузок (СРДН) предназначена для оценки дозовых нагрузок персонала, привлекаемого к выполнению тех или иных технологических операций по ВЭ в условиях существующей конфигурации радиационных полей. Она обеспечивает также подсчет дозовых нагрузок на персонал, выполняющий работы по ВЭ, и радиационных нагрузок оборудования, применяемого для осуществления подобных работ (например, робототехнические комплексы, узлы электронной аппаратуры).

Для расчета дозовых нагрузок система использует информацию СРКРП о пространственной конфигурации радиационных полей при моделировании перемещений управляемых электронных образов (имитационных макетов) оборудования, механизмов, персонала в рамках применения СМТО при отработке тех или иных технологических операций.

Нормированная база данных технологий (НБДТ) содержит в себе перечень и описание апробированных референтных технологий по ВЭ (дезактивация, демонтаж и пр.) с нормативами их применения для расчета стоимости. Система является базовой для формирования планов выполнения работ по реализации проекта ВЭ в СКСП.

Для каждой применяемой технологии в НБДТ должны быть введены оценочные зависимости выходных параметров применяемых технологий от входных параметров. Оценки могут строиться на основании результатов выполнения альтернативных технологий в СМТО для выполнения определенных технологических операций по ВЭ.

Система укрупненного расчета стоимости (СУРС) обеспечивает на основании данных смежных систем расчет стоимости выполнения отдельных технологических операций по ВЭ с возможным учетом затрат на обращение с образующимися РАО.

Система должна обеспечивать укрупненную оценку стоимости реализации как всего Проекта ВЭ, так и его отдельных технологических операций, для которых выполняется имитационное моделирование средствами СМТО.

Для укрупненной оценки стоимости реализации всего проекта ВЭ СУРС должна обращаться за данными к СКСП, содержащей в себе интегральный план-график работ по реализации Проекта ВЭ с финансовыми оценками стоимости.

Для оценки стоимости выполнения отдельной технологической операции СУРС должна получать связанную информацию из системы моделирования технологических операций, СРОРАО, СРДН. По итогам имитационного моделирования выполнения технологической операции в СМТО финансовые оценки ее выполнения для соответствующей задачи должны передаваться в СКСП.

Система моделирования технологических операций (СМТО) обеспечивает отработку (моделирование) на трехмерных моделях блока АЭС тех или иных технологических операций с применением управляемых электронных образов (имитационных макетов) оборудования, механизмов, персонала с одновременным подсчетом дозовых нагрузок на персонал, радиационных нагрузок на применяемое оборудование, объемов и характеристик образующихся отходов, экономических аспектов осуществления моделируемых технологических операций.

СМТО обеспечивает имитационное моделирование на трехмерной модели блока АЭС, других зданий и сооружений промплощадки полного цикла выполнения

ВЫВОД ИЗ ЭКСПЛУАТАЦИИ

той или иной основной или вспомогательной технологической операции, необходимой для ВЭ. При выполнении моделирования специалисты осуществляют управление имитационными макетами оборудования, механизмов и персонала. Имитационные макеты могут перемещаться в виртуальном пространстве, взаимодействовать и ожидать друг друга. Имитационные макеты и производимые ими операции могут быть записаны как один сценарий. Основываясь на рабочих сценариях с привлечением систем СРДН, СРОРАО, СУРС должны вычисляться дозовые нагрузки, объемы и категории образующихся РАО, трудозатраты и стоимость осуществления каждого (альтернативного) сценария технологической операции.

Отрабатывая применение различных альтернативных технологий, отраженных в НТБД, варьируя количество привлекаемого персонала и механизмов для осуществления технологической операции, СМТО совместно с СРДН, СРОРАО и СУРС позволит разработать оптимальный план производства работ для технологической операции в пространстве координат «Объемы РАО»–«Стоимость»–«Сроки»–«Дозовые нагрузки»–«Ресурсы»–«Технологии» [10, рис. 1].

При моделировании отдельных операций требуется создание в СМТО на основании проектно-конструкторской и технической документации каталогов трехмерных объектов соответствующих элементов (работы, контейнеры для РАО, оснастка для проведения демонтажа, элементы строительных конструкций и др.). При этом создаваемые элементы должны иметь идентичные реальным объектам свойства и параметры: кинематические, габаритные, степени свободы отдельных элементов объекта и др. (рис. 3).

Для повышения степени достоверности получаемых результатов целесообразно обеспечить применение в СМТО имитаций (копий) управляющих пультов для используемых в сценариях робототехнических средств, подъемно-транспортного оборудования и т.д.

Управление действиями имитационных макетов персонала (виртуальных специалистов) должно осуществляться с помощью специально разработанных интерактивных пользовательских интерфейсов, позволяющих указывать направления движения виртуальных специалистов, применение ими необходимых инструментов, взаимодействие с другими объектами сценария и т. д. Для обеспечения боль-

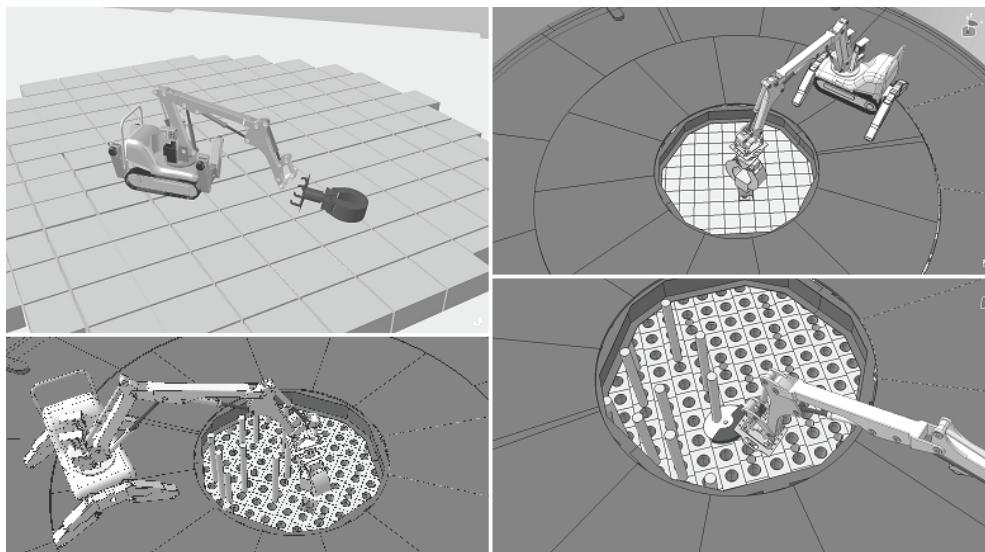


Рис. 3. Имитационное моделирование применения робототехнического комплекса при демонтаже внутриреакторных конструкций

шего «эффекта присутствия» целесообразно в СМТО применять технологии стереоскопического изображения.

Имитационно-обучающий тренажер (ИОТ) представляет собой комплекс программно-технических средств, реализующий элементы технологий виртуальной реальности, и применяемый для обучения персонала организаций, привлекаемого к практическим работам по ВЭ, выполнению последовательностей работ в рамках разработанных технологических операций.

Основная задача ИОТ – обеспечение детальной отработки демонтажным персоналом выбранного с применением СМТО оптимального сценария осуществления технологической операции. Таким образом, ИОТ должен оценивать точность выполнения специалистом предписанных ему действий в рамках сценария. Достижение требуемого уровня точности действий тренируемого специалиста, а также слаженности действий всех специалистов, обучаемых в рамках сценария, будет являться одним из критериев возможности их допуска к проведению практических работ на объекте.

В состав ИОТ входят

- широкоформатные средства отображения стереоскопического изображения;
- имитации пультов для управления робототехническими комплексами, подъемно-транспортным оборудованием, механизмами и т.д.;
- необходимые программные средства для отображения сценария выполнения работ и интерактивного управления имитационными моделями оборудования и персонала.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Изложенные в статье структура функциональных элементов ИМ ВЭ блока АЭС и взаимосвязи между ними в настоящее время реализуются применительно к планированию вывода из эксплуатации блоков первой очереди Белоярской АЭС.

Литература

1. «Концепция подготовки и вывода из эксплуатации блоков атомных станций ОАО «Концерн Ростехнадзор» (вторая редакция). Концерн «ОАО Росэнергоатом», ОАО «ВНИИАЭС», 2010.
2. НП-012-99. Правила обеспечения безопасности при выводе из эксплуатации блока АС. – М.: Ростехнадзор, 1999.
3. Типовая структура базы данных для вывода из эксплуатации блока атомной станции. Общие требования. РД 00 0582-2005. – М.: ФГУП «Концерн Росэнергоатом», 2005.
4. Концепция отраслевой информационной системы вывода из эксплуатации ядерно и радиационно опасных объектов». – М.: Госкорпорация «Росатом», 05.10.2009.
5. Тихоновский В.Л., Былкин Б.К. Место и роль информационных технологий при выводе из эксплуатации энергоблоков АЭС//Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2011. – № 4. – С. 113-120.
6. The Greifswald Decommissioning Project. Energiewerke Nord GmbH, April. 2007.
7. Былкин Б.К., Шапошников В.А., Тихоновский В.Л. и др. Использование информационных технологий при выводе из эксплуатации блоков атомных станций//Атомная техника за рубежом. – 2003. – № 5. – С. 3-11.
8. J. of Nucl. Sci and Techn. – 2007. – V. 44. – №. 4. – P. 649-656.
9. ALARA Planning and Teaching Tool Based on Virtual-Reality Technologies, Electric Power Research Institute, 2010г.
10. Былкин Б.К., Перегуда В.И., Шапошников В.А., Тихоновский В.Л. Состав и структура имитационных моделей для оценки затрат на вывод из эксплуатации блоков АЭС//Атомная энергия. – 2011. – Т. 110. – Вып. 2. – С. 66-70.

Поступила в редакцию 21.03.2012

СРАВНЕНИЕ ДВУХ ПОДХОДОВ ДЛЯ РАСЧЕТА СИЛОВОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ДВУХФАЗНОГО ПОТОКА С ТРУБНЫМ ПУЧКОМ

**В.Г. Асмолов, В.Н. Блинков, В.И. Мелихов, О.И. Мелихов,
А.А. Неровнов, Ю.В. Парфенов**

*Московский энергетический институт (Национальный исследовательский
университет МЭИ(ТУ)), г. Москва*



Выполнено сравнение различных подходов для описания силового взаимодействия двухфазного потока с внешними поверхностями, в частности, с пучком труб (трубчаткой). Для расчета перепада давления двухфазного потока при поперечном обтекании трубного пучка была разработана двухскоростная модель течения двухфазного потока. При помощи этой модели были проведены сопоставительные расчеты перепадов давления на трубчатке с применением двух различных подходов для описания силового взаимодействия потока с трубчаткой. Полученные результаты расчетов были сопоставлены с опытными данными. Выполненные расчеты позволили определить наилучший подход для описания силового взаимодействия двухфазного потока с трубчаткой, который основан на использовании эмпирической информации по гидравлическому сопротивлению двухфазного потока.

Ключевые слова: гидравлическое сопротивление о трубчатку, двухфазные течения, математическое моделирование, двухскоростная модель.

Key words: hydraulic drag with the tube bundle, two-phase flows, mathematical simulation, two-velocity model.

ВВЕДЕНИЕ

Двухскоростные, двухтемпературные модели двухфазных потоков в настоящее время являются одним из основных средств исследований гидродинамики и теплообмена в сложном энергетическом оборудовании. Достоверность получаемых при этом результатов в существенной степени определяется качеством описания межфазного взаимодействия и гидравлического силового взаимодействия каждой фазы с внешними поверхностями (стенки канала, внутренние конструкции, пучки труб и т.п.).

При использовании двухскоростных моделей разработаны два основных подхода для описания силового взаимодействия каждой фазы с внешними поверхностями. В первом из них, который предложен создателями расчетных кодов семейства TRAC/TRACE [1], сила гидравлического сопротивления каждой фазы полага-

© В.Г. Асмолов, В.Н. Блинков, В.И. Мелихов, О.И. Мелихов, А.А. Неровнов, Ю.В. Парфенов,
2012

ется пропорциональной ее объемной доле, а для расчета этой силы используются корреляции, полученные для однофазных сред. Каких-либо опытных данных по гидравлическому сопротивлению для двухфазного потока при этом не используется. Проверка качества такого моделирования сопротивления осуществляется путем сопоставления с опытными данными результатов расчетов по двухскоростной модели.

Второй подход развит разработчиками кодов серии RELAP [2]. В нем непосредственно используются корреляции по гидравлическому сопротивлению для двухфазного потока, полученные в результате обработки опытных данных. При этом для вычисления сопротивления каждой фазы, которое требуется при применении двухскоростной модели среды, используются корреляции для однофазного потока. Однако в отличие от [1] производится специальная перенормировка, обеспечивающая равенство суммарной расчетной силы гидравлического сопротивления фаз и силы гидравлического сопротивления двухфазного потока, определенной по эмпирической корреляции. Таким образом, в подходе [2] в двухскоростную модель закладывается экспериментальная информация по гидравлическому сопротивлению для двухфазных потоков, что является ее преимуществом по сравнению с [1].

В работе [3] выполнено экспериментальное исследование истинного объемного паросодержания и гидравлического сопротивления при поперечном обтекании трубного пучка двухфазным водовоздушным потоком. Приведенные в [3] опытные данные позволяют сделать сравнительный анализ вышеописанных подходов для описания гидравлического сопротивления каждой фазы применительно к таким системам.

КРАТКОЕ ОПИСАНИЕ ЭКСПЕРИМЕНТОВ

В [3] экспериментально исследовались характеристики адиабатического водовоздушного потока при поперечном обтекании трубного пучка с коридорным расположением труб. Трубный пучок состоял из пяти рядов труб по ширине и 20-ти рядов труб по высоте, диаметр трубок равнялся 19 мм. Эксперименты проводились в диапазонах давлений 101–180 кПа; массовых расходных паросодержаниях 0–0,33; массовых скоростей водовоздушной смеси 27–818 кг/м²с. Рабочий участок был оснащен системой измерений, позволяющей определять перепад давления на трубном пучке с точностью ±0,25% и распределение истинного объемного паросодержания по высоте трубного пучка с точностью ±5% при различных величинах массового расходного паросодержания на входе в трубный пучок. Особое внимание в экспериментах было уделено исключению влияния концевых эффектов на получаемые результаты. Широкий диапазон изменения параметров, достаточно представительные геометрические характеристики пучка и наличие высокоточной системы измерения дают основание использовать полученные экспериментальные данные для проверки различных математических моделей, описывающих взаимодействие двухфазного потока с трубным пучком.

ДВУХСКОРОСТНАЯ МОДЕЛЬ ТЕЧЕНИЯ ДВУХФАЗНОГО ПОТОКА СКВОЗЬ ПОПЕРЕЧНЫЙ ТРУБНЫЙ ПУЧОК

Предполагается, что восходящее двухфазное течение при поперечном обтекании трубного пучка (трубчатки) является стационарным, одномерным и адиабатическим. В этом случае уравнения сохранения импульса имеют следующий вид:

$$\alpha_1 \frac{dp}{dz} = -\alpha_1 \rho_1 g + F_{21} - F_{31}, \quad (1)$$

$$\alpha_2 \frac{dp}{dz} = -\alpha_2 \rho_2 g - F_{21} - F_{32}, \quad (2)$$

где z – координата, направленная вверх; p – давление; α_1 и α_2 – объемные доли жидкой и газовой фаз соответственно; ρ_1 и ρ_2 – плотности жидкой и газовой фаз; g – ускорение силы тяжести; F_{21} – сила взаимодействия жидкости и газа; F_{31} и F_{32} – силы гидравлического сопротивления жидкой и газовой фаз.

Истинное объемное паросодержание вычисляется по соотношению

$$\varphi = \frac{\alpha_2}{\alpha_1 + \alpha_2}. \quad (3)$$

Рассматривая трубный пучок как пористую среду с объемной долей α_3 , комбинируя выражения (1)–(3), можно получить уравнение для определения истинного объемного паросодержания:

$$\varphi(1-\alpha_3)(\rho_1 - \rho_2)g - \left(1 + \frac{\varphi}{1-\varphi}\right)F_{21} + \frac{\varphi}{1-\varphi}F_{31} - F_{32} = 0. \quad (4)$$

Сила межфазного взаимодействия F_{21} в общем случае является функцией разности скоростей жидкой и газовой фаз, диаметра дисперсных образований (пузырьки, капли, снаряды), коэффициента сопротивления, зависящего от режима течения двухфазной смеси.

Силы гидравлического сопротивления жидкой и газовой фаз о трубный пучок F_{31} и F_{32} зависят от скоростей фаз, геометрии трубного пучка и других факторов.

Задавая конкретные выражения для F_{21} , F_{31} , F_{32} , можно решить уравнение (4) и определить истинное объемное паросодержание φ .

Для описания силового межфазного взаимодействия (сила F_{21}) будем использовать модель Simovic a, Osočkojica и Stefanovica [4], разработанную на основе анализа опытных данных [3]. В ней рассматриваются два режима течения: пузырьковый ($\varphi \leq 0,3$) и вспененный ($\varphi > 0,3$). При описании пузырькового режима в [4] используется соотношение из [5] с поправочным коэффициентом 0,4. Авторы [4] объяснили физическую природу этого коэффициента тем, что наличие трубчатки приводит к отклонению пузырей от сферической формы и к увеличению их коалесценции, что снижает коэффициент сопротивления. Для вспененного режима в [4] предложена новая корреляция, которая базируется на корреляции, предложенной разработчиками кода CATHARE [6].

При анализе экспериментов [3] для описания гидравлического сопротивления двухфазного потока о трубчатку в [4] был использован подход, предложенный создателями кода TRAC [1]: сила гидравлического сопротивления каждой фазы полагается пропорциональной ее объемной доле, а для расчета этой силы используются корреляции, полученные для однофазных сред. Авторы [4] применили соотношение для расчета гидравлического сопротивления однофазного потока о трубчатку, предложенное в работе [7]. В настоящей работе наряду с этим подходом был использован вышеописанный подход разработчиков кода RELAP [2], при этом для расчета гидравлического сопротивления однофазного потока о трубчатку было использовано также соотношение из [7], а в качестве эмпирической корреляции для гидравлического сопротивления двухфазного потока было выбрано соотношение, полученное в [3] на основе обработки опытных данных [3] с использованием параметра Локкарта-Мартинелли. Это соотношение выражает связь между отношением перепада давления на трубчатке из-за гидравлического сопротивления в двухфазном потоке $\Delta P_{2\phi}$ к перепаду давления на трубчатке из-за гидравлического сопротивления в однофазном потоке жидкости с таким же удельным массовым расходом ΔP_1 .

$$\phi_l^2 = \frac{\Delta P_{2\phi}}{\Delta P_1} \quad (5)$$

и параметром Локкарта-Мартинелли χ_{tt}^2 , который определяется как

$$\chi_{tt}^2 = \left(\frac{1-x}{x} \right)^{2-m} \left(\frac{\rho_2}{\rho_1} \right) \left(\frac{\mu_1}{\mu_2} \right)^m, \quad (6)$$

где x – массовое расходное паросодержание; μ_1 – динамическая вязкость воды; μ_2 – динамическая вязкость воздуха. Эти параметры связаны эмпирическим соотношением

$$\phi_l^2 = 1 + \frac{C}{\chi_{tt}^2} + \frac{1}{\chi_{tt}^2}. \quad (7)$$

Для описания полученных опытных данных в [3] рекомендуется использовать следующие значения эмпирических констант: $m = 0,2$ и $C = 8$ для удельной массовой скорости двухфазного потока $G > 200 \text{ кг}/\text{м}^2\text{с}$.

АНАЛИЗ ОПЫТНЫХ ДАННЫХ ПО ГИДРАВЛИЧЕСКОМУ СОПРОТИВЛЕНИЮ ДВУХФАЗНОГО ПОТОКА О ТРУБЧАТКУ С ПОМОЩЬЮ ДВУХСКОРОСТНОЙ МОДЕЛИ

На рисунке 1 показаны результаты расчета перепадов давления на трубчатке для эксперимента [3] при удельной массовой скорости двухфазного потока – $503 \text{ кг}/\text{м}^2\text{с}$.

Из рисунка 1 следует, что описание гидравлического сопротивления о трубчатку по методике [2] дает результаты, более близкие к опытным данным, чем при использовании методики [1].

Были выполнены расчеты перепада давлений на трубчатке для всех экспериментальных режимов [3] в диапазоне удельных массовых скоростей двухфазного потока 262 – $818 \text{ кг}/\text{м}^2\text{с}$. Мера расхождения расчетных и опытных данных определялась с помощью вычисления коэффициента стохастической аппроксимации

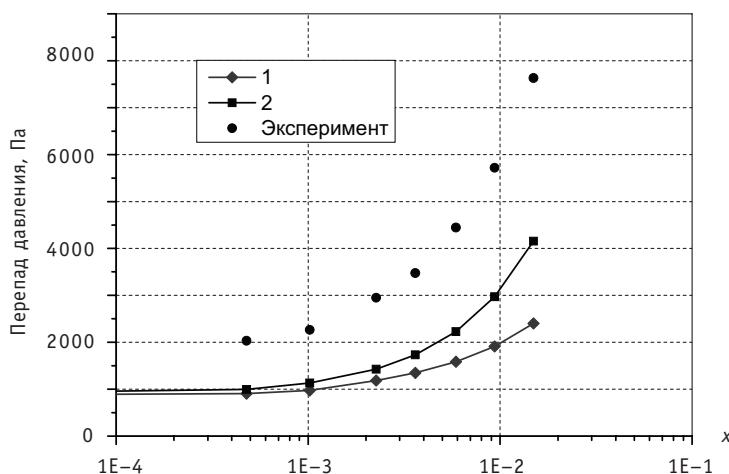


Рис. 1. Зависимость перепада давления на трубчатке от массового расходного паросодержания ($G = 503 \text{ кг}/\text{м}^2\text{с}$): 1 – модель межфазного трения [4], сопротивление каждой фазы о трубчатку в соответствии с [1], в расчете используется корреляция для расчета сопротивления однофазного потока о трубчатку [7]; 2 – модель межфазного трения [4], сопротивление каждой фазы о трубчатку в соответствии с [2], корреляция для расчета сопротивления однофазного потока о трубчатку [7]

(SAR) [8]. Особенность этого метода состоит в том, что он позволяет в рамках единого подхода выполнять аппроксимацию множеств входных и выходных данных произвольной конфигурации и вычислять меру соответствия между полученными аппроксимациями. Расчетные значения перепадов давления, вычисленные с использованием модели межфазного трения [4] и подхода [1] для моделирования гидравлического сопротивления о трубчатку, согласуются с экспериментом с коэффициентом SAR = 0,34. Расчетные значения перепадов давления, вычисленные с использованием модели межфазного трения [4] и подхода [2] для моделирования гидравлического сопротивления о трубчатку модели, согласуются с экспериментом лучше (коэффициент SAR = 0,49).

Как отмечалось выше, при расчете перепада давления двухфазного потока использовалась эмпирическая корреляция для расчета гидравлического сопротивления однофазного потока о трубчатку [7], которая, как показали расчеты, с погрешностью примерно 30–40% воспроизводит опытные данные [3] по перепаду давления однофазного потока жидкости. Это обстоятельство затрудняет сравнение подходов [1] и [2] для моделирования гидравлического сопротивления о трубчатку двухфазного потока. Поэтому для преодоления этой трудности были использованы экспериментальные величины перепада давления при течении однофазной жидкости, приведенные в [3] при сопоставлении подходов [1] и [2]. На рисунке 2 показаны результаты расчета перепадов давления на трубчатке для экспериментов [3], рассчитанные подобным способом. Использование в расчетах величины экспериментального перепада давления при течении однофазной жидкости приводит к улучшению согласия с экспериментом для обоих подходов по сравнению с предыдущим способом, что видно из сопоставления рис. 1 и 2. Экспериментальные результаты согласуются с расчетными результатами, вычисленными в соответствии с подходом [1], с коэффициентом SAR = 0,49, с расчетными результатами, вычисленными в соответствии с подходом [2], с коэффициентом SAR = 0,85, что весьма близко к предельному значению SAR = 1.

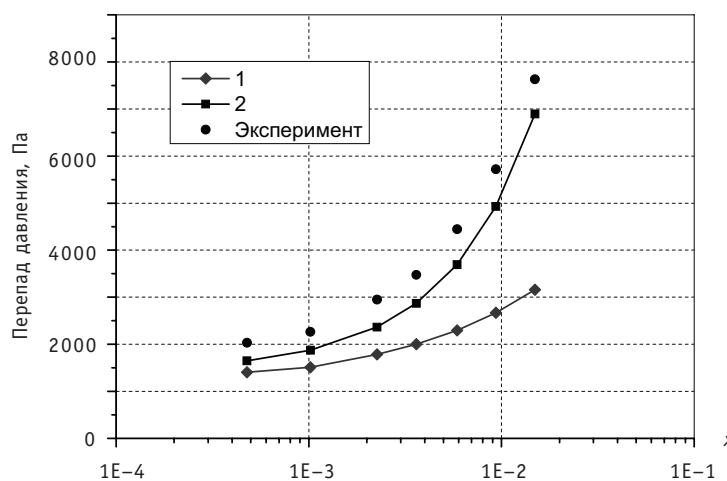


Рис. 2. Зависимость перепада давления на трубчатке от массового расходного паросодержания ($G = 503 \text{ кг}/\text{м}^2\text{с}$): 1 – модель межфазного трения [4], сопротивление каждой фазы о трубчатку в соответствии с [1], в расчете используется экспериментальный перепад давления однофазной жидкости; 2 – модель межфазного трения [4], сопротивление каждой фазы о трубчатку в соответствии с [2], в расчете используется экспериментальный перепад давления однофазной жидкости

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

При помощи двухскоростной модели были проведены сопоставительные расчеты перепадов давления на трубчатке с применением двух различных подходов для описания силового взаимодействия потока с трубчаткой. Выполненный анализ позволяет сделать вывод о том, что использование подхода [2], основанного на использовании эмпирической информации по гидравлическому сопротивлению двухфазного потока, для численного моделирования теплогидравлических процессов в горизонтальных парогенераторах АЭС с ВВЭР с помощью расчетных кодов является более предпочтительным.

Следует отметить, что методика обработки опытных данных с использованием параметра Локкарта-Мартинелли не имеет никаких преимуществ перед другими эмпирическими методиками расчета [9]. Поэтому при расчетах теплогидравлики горизонтальных парогенераторов АЭС с ВВЭР ($P = 4\text{--}7 \text{ МПа}$) с помощью кодов, основанных на двухскоростной модели пароводяной среды, следует использовать специально разработанные для этих условий на основе обобщения опытных данных эмпирические корреляции по гидравлическому сопротивлению двухфазного потока [10].

Работа выполнена в рамках реализации Федеральной целевой программы «Научные и научно-педагогические кадры инновационной России» на 2009–2013 гг. по Госконтрактам №П491 от 13.05.2010 и №П1091 от 31.05.2010 и при финансировании Российским фондом фундаментальных исследований (проекты РФФИ №10-08-00373-а, проект РФФИ №11-08-00410-а).

Литература

1. TRACE V5.0. Theory Manual. Field Equations, Solution methods and Physical models. U.S. Nuclear Regulation Commission, 2007, Washington, 696 P.
2. RELAP5-3D code manual Volume 1: Code structure, system models, and solutions methods. Idaho National Laboratory, Idaho Falls, April 2005.
3. Dowlati, R., Kawaji, M., Chan, A.M.C. Pitch-to-diameter effect on two-phase flow across an in-line tube bundle//AIChEJ. – 1990. – V.36. – P.765-772.
4. Simovic Z.R., Ocokoljic S., Stefanovic V.D. Interfacial friction correlations for the two-phase flow across tube bundles//International Journal of Multiphase Flow. – 2007. – V. 33. – P.217-226.
5. Ishii M., Zuber N. Drag coefficient and relative velocity in bubble, droplet and particulate flows// AIChEJ. – 1979. – V. 25. – P.843-855.
6. Bengaouer A., Bestion D. CATHARE 2 V1.3. Users guide lines/Equipe CATHARE Centre d'Etudes Nucléaires de Grenoble, STR/LML/EM/94-266, 1995.
7. Кузнецов Н.В., Щербаков А.З., Титова Е.Я. Новые расчётные формулы для сопротивления попечечно обтекаемых трубных пучков//Теплоэнергетика. – 1954. – № 9. – С. 27-32.
8. Мелихов О.И., Мелихов В.И., Парфенов Ю.В. Оценка неопределенности результатов расчета эксперимента с большой течью теплоносителя//Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2007. – № 4. – С. 109-118.
9. Лабунцов Д.А., Ягов В.В. Механика двухфазных систем. – М.: Издательство МЭИ, 2000. – 374 с.
10. Методические указания. Тепловой и гидравлический расчет теплообменного оборудования АЭС. РД 24.035.05-89. – Л.: Министерство тяжелого, энергетического и транспортного машиностроения СССР, 1991 – 211 с.

Поступила в редакцию 5.03.2012

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ ЭНЕРГОВЫДЕЛЕНИЯ В СВИНЦОВОМ И УРАНОВОМ ОБРАЗЦАХ ПРИ ОБЛУЧЕНИИ ПРОТОНАМИ ВЫСОКИХ ЭНЕРГИЙ

А.А. Говердовский, Б.В. Кебадзе, Д.М. Ковалев, Р.Р. Чернов
ГНЦ РФ-Физико-энергетический институт им. А.И. Лейпунского, г. Обнинск

PРабота посвящена разработке и испытанию в лабораторных условиях и в экспериментах на ускорителе методики измерения энерговыделения в образцах из урана и свинца. Предложенная измерительная система обеспечивает надежное измерение температур образца при скорости ее изменения $\sim 0,1$ К в минуту. Полученные предварительные результаты по удельному энерговыделению в свинцовом и урановом образцах являются важными данными на пути решения проблем, связанных с оптимизацией теплоотвода от облучаемой мишени и дальнейшим развитием тематики ускорительно-управляемых систем.

Ключевые слова: ускорительно-управляемые системы, методика, свинец, уран, теплоотвод, энерговыделение.

Key words: ADS, procedure, lead, uranium, heat-removal, power-release.

В последнее время заметное внимание уделяется разработке ускорительно-управляемых систем, которые обладают свойством внутренней безопасности. Это обеспечивается тем, что активная зона принципиально находится в подкритическом состоянии, а генерация энергии в ней происходит за счет подвода к ней нейтронов от стороннего источника – мишени, облучаемой потоком высокозергетичных нейтронов.

Нейтроны образуются при взаимодействии пучка протонов с тяжелыми ядрами свинца. При столкновении одного протона образуется примерно 20 нейтронов с высокой энергией. В свинце отсутствуют условия возникновения цепной ядерной реакции при любых энергиях инициирующих протонов из-за малости сечения деления. Число реакций с делением сохраняется в пределах 0.2–0.7% от числа всех неупругих взаимодействий для рассмотренных энергий протонов и размеров мишени.

Нейтроны, поступающие в зону с делящимся материалом, обеспечивают там значительное энерговыделение. В то же время выделение тепла вследствие ядерных процессов в небольшом объеме мишени является побочным явлением, поэтому требуется теплоотвод. По-видимому, принципиальных проблем на пути решения этой задачи нет. Технологическая осуществимость проекта кажется вполне

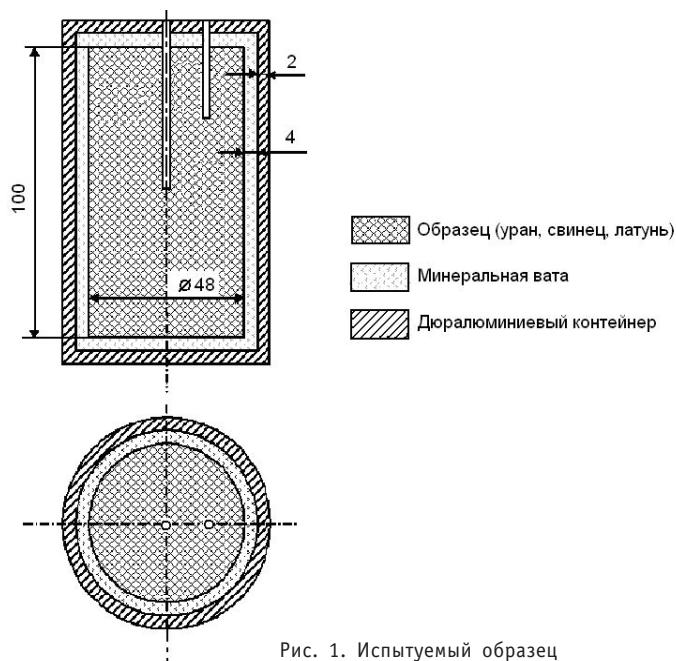
© А.А. Говердовский, Б.В. Кебадзе, Д.М. Ковалев, Р.Р. Чернов, 2012

реальной, т.к. опирается на уже имеющийся опыт, накопленный при создании различных установок.

Получение экспериментальных данных об энерговыделении в свинце имеет большое практическое значение. Разработка соответствующей методики позволит получить данные об энерговыделении и в других образцах. Чтобы достаточно детально рассмотреть этот вопрос, необходимо подробно изучить процесс энерговыделения в лабораторных условиях.

Наиболее эффективным способом измерения локального энерговыделения является калориметрический метод. Калориметрические исследования осуществляются путем регистрации изменения температуры с помощью датчиков (термопар), установленных в изолированных образцах с различными материалами.

При реализации калориметрического метода в данных условиях целесообразно обеспечить линейный рост температуры в образце с момента запуска пучка от ускорителя вплоть до достижения его значимых величин (несколько градусов). Такая возможность обеспечивается массой образца и параметрами теплоизоляции. Схематическое изображение образца в контейнере приведено на рис. 1.



Рассчитаем постоянную времени калориметра, исходя из точечного приближения:

$$C_{\Sigma} \frac{dT}{dt} = Q - \alpha F(T - T_0), \quad (1)$$

где C_{Σ} [дж/К] – теплоемкость образца; T [К] – температура образца; Q [Вт/м³] – энерговыделение в единицу времени в образце; α [Вт/(м²×К)] – коэффициент теплоотдачи в окружающую среду; T_0 [К] – температура окружающей среды, которую будем считать постоянной.

Положим для упрощения $T_0 = 0$, тогда

$$C_{\Sigma} \frac{dT}{dt} = Q - \alpha F T, \quad (2)$$

$$T = \frac{Q}{\alpha F} \left(1 - e^{-\frac{\alpha F \tau}{C_\Sigma}} \right), \quad (3)$$

$$\tau \approx \frac{C_\Sigma}{\alpha F} \approx \frac{C_p \gamma V}{S \frac{\lambda}{\Delta}}. \quad (4)$$

Начальный темп роста температуры определяется соотношением энерговыделения и теплоемкости образца и, практически, не зависит от его размеров. Обеспечение значительной постоянной времени за счет увеличения размеров образца и толщины изоляции дает линейный рост температуры в течение более длительного времени и достижение ею значимых отклонений от исходного значения.

Для оценки эффективного коэффициента теплоотдачи от образца, заключенного в контейнер, учитываются термическое сопротивление изоляции между поверхностью образца и кожухом и коэффициент теплоотдачи с поверхности контейнера. Расчет последнего проведем согласно справочнику [1] с использованием критериальных соотношений:

$$Gr = g \beta \Delta T \frac{d^3}{V^2}, \quad (5)$$

$$Pr = \frac{V}{a}, \quad (6)$$

$$\overline{Nu} = C (Gr \times Pr)^n \varepsilon, \quad (7)$$

$$\bar{\alpha} = \frac{\overline{Nu} \times \lambda}{d_0}, \quad (8)$$

где Gr – число Грасгофа; β – температурный коэффициент объемного расширения; d [м] – характерный размер; V [m^2/c] – кинематическая вязкость; Pr – число Прандтля; a [m^2/c] – температуропроводность; C , n и ε – коэффициенты условий теплоотдачи; λ [$Bt/(m^2 \times K)$] – коэффициент теплопроводности.

Принимая за начальное значение $\alpha = 10 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \times \text{К})$, методом итерации получаем значение коэффициента теплоотдачи, связанное с отводом тепла с поверхности образца, а затем рассчитываем эффективный коэффициент теплоотдачи с учетом термического сопротивления изоляции:

$$\alpha_\Sigma = \frac{1}{\frac{1}{\alpha} + \frac{\Delta}{\lambda}} = \frac{1}{\frac{1}{10} + \frac{0,004}{0,052}} = 3,2 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \times \text{К}).$$

Таблица 1

Исходные данные по свойствам материалов

	T, K	$\gamma, \text{кг}/\text{м}^3 \times 10^3$	$C_p, \text{Дж}/(\text{кг}\cdot\text{град})$	$\lambda, \text{Вт}/(\text{м}\cdot\text{град})$	$V, \text{м}^3$	$C_\Sigma, \text{Дж}/\text{град}$	$\lambda, \text{Вт}/(\text{м}\cdot\text{град}), \text{минеральный войлок}$ $\gamma = 120 \text{ кг}/\text{м}^3$	$\tau, \text{с}$
Латунь	300	8,93	381	106	$1,81 \cdot 10^{-4}$	615	0,052	5716
Уран	300	18,68	134	22,5	$1,81 \cdot 10^{-4}$	452,3	0,052	3952
Свинец	300	11,34	125	34,8	$1,81 \cdot 10^{-4}$	238,75	0,052	2219

Требования к термопреобразователям обусловлены необходимостью надежно и достоверно фиксировать малые ($\sim 0,1^\circ\text{C}$) изменения температуры. С точки зрения линейности и воспроизводимости характеристик, в том числе в условиях радиационных полей, предпочтительно использовать термопреобразователи типа хромель-алюмель. Применяемые термопреобразователи проходили метрологические испытания с использованием образцовых калибраторов КТ-500 и КТ-1100. Все испытуемые термопреобразователи соответствуют первому классу допуска по ГОСТ Р 8.585-01.

Для отработки измерительного комплекса проводились лабораторные эксперименты с имитацией внутреннего энерговыделения. Был изготовлен латунный образец стандартного размера со сквозным центральным отверстием $\varnothing 3,2$ мм, в который поместили пять последовательно соединенных миниатюрных резисторов номиналом 110 Ом, 0,25 Вт (рис. 2). При подаче на эту цепочку от источника постоянного тока напряжения $U = 24$ В выделяется мощность $W \approx 1,05$ Вт, что при объеме образца $V \approx 180 \text{ см}^3$ соответствует удельному энерговыделению $w = 0,00575 \text{ Вт}/\text{см}^3$. Отверстия глубиной 25 и 50 мм с установленными в них термопарами заполнялись сплавом свинец-висмут.

Структурная схема измерительной системы, предназначеннной для эксперимента с внутренним энерговыделением, представлена на рис. 3.

В качестве преобразователей сигнала термопар используются модули DSCA 47K-05C фирмы «DATA FORTH». Они имеют 3-портовую гальваническую развязку, что повышает помехоустойчивость. Точность данных модулей достаточно высока и составляет 0,08 % от диапазона, а стабильность имеет следующие значения: стабильность входного смещения $\pm 0,5 \text{ мкВ}/\text{К}$, выходного смещения $\pm 20 \text{ ppm}/\text{К}$, ко-

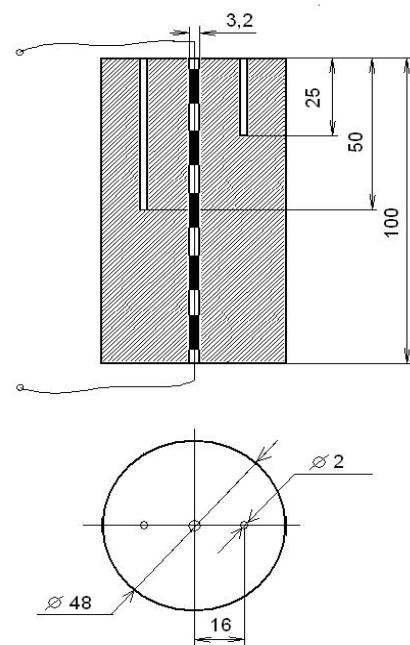


Рис. 2. Образец с внутренним энерговыделением

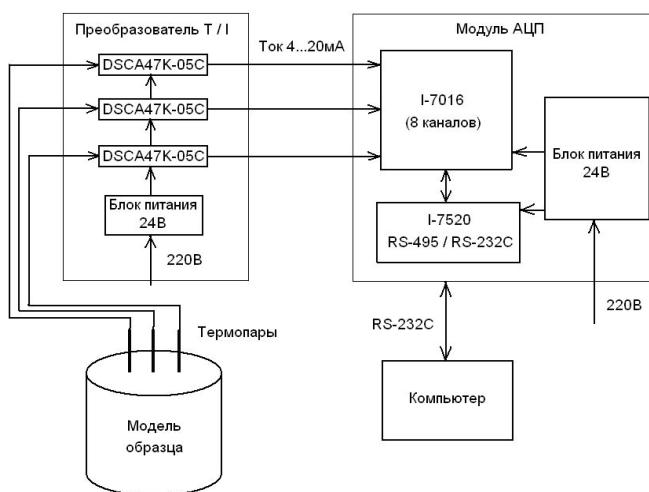


Рис. 3. Структурная схема измерительного канала модели с реализацией внутреннего энерговыделения

эффидиента усиления ± 40 ppm/К. Выходной ток (4–20 мА) имеет линейную зависимость от температуры. Преобразованные затем в цифровой вид сигналы поступают на компьютер. Пример временной диаграммы изменения температуры при внутреннем энерговыделении $W \approx 1,05$ Вт показан на рис. 4. Ступенчатость графика объясняется разрядностью АЦП. Наблюдаемый на начальном линейном участке темп разогрева TR ($\approx 1^{\circ}\text{C}$ за 10 мин) согласуется с приближенной расчетной оценкой. Для теплоемкости $C_{\Sigma} 615$ Дж/град и энерговыделения $W = 1,05$ Вт темп $TR \approx 0,0017$ град/с ($\approx 1,02^{\circ}\text{C}$ за 10 мин).

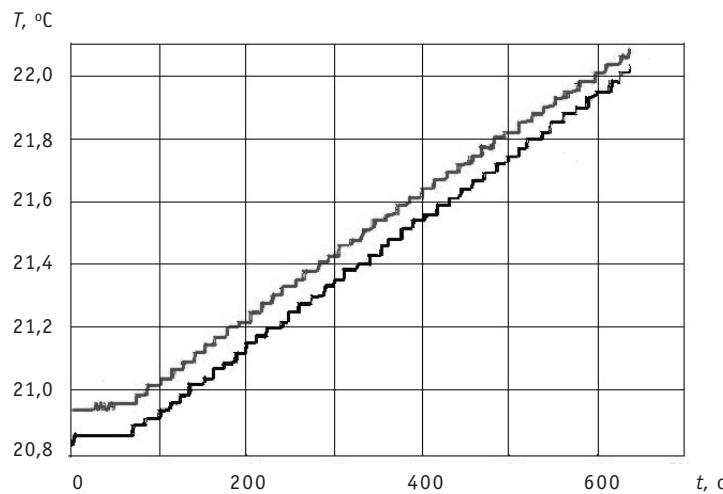


Рис. 4. График нагрева образца

После лабораторных испытаний были проведены эксперименты по определению энерговыделения в свинцовом образце на ускорителе ЛНФ (лаборатория нейтронной физики), г. Гатчина Ленинградской области. Подготовленные свинцовый и урановый образцы облучались пучком протонов с энергией 1 ГэВ и плотностью $\sim 1,5 \times 10^{11}$ протонов/ $\text{см}^2 \times \text{с}$ на ускорителе ЛИЯФ. Пучок направлялся в торец образца. Время экспозиции для каждого из образцов не превышало 10 мин. Для обработки МНК использовались реализации длительностью 5–7 мин, что существенно меньше тепловой постоянной времени образцов. Темп роста температуры для свинцового образца $\sim 1,3$ К/мин, для $U^{238} \sim 3,5$ – $3,6$ К/мин.

Таблица 2

Характеристика образцов

	Свинцовый	Урановый
Удельная теплоемкость C_p , Дж/кг·град	125	134
Плотность γ , кг/ м^3	$11,34 \cdot 10^3$	$18,68 \cdot 10^3$
Суммарная масса образца M_{Σ} , г	2020 ± 1	3213 ± 1
$m_{\text{термопары}}$, г	106	106
Масса заливки свинец-висмут $m_{\text{зап}}$, г	≈ 10	≈ 10
Реальная масса образца, г	$M_{\text{pb}} = M_{\Sigma} - m_{\text{термопары}} - m_{\text{зап}} = 1910$	$M_{\text{u}} = M_{\Sigma} - m_{\text{термопары}} - m_{\text{зап}} = 3097$
Суммарная теплоемкость C_{Σ} , Дж/град	$M_{\text{pb}} \cdot C_p = 1910 \cdot 125 \cdot 10^{-3} = 238,75$	$m \cdot C_p = V \cdot \gamma \cdot C_p = 430,58921$

Для образца U^{238} практически не наблюдается отклонений от линейности. Постоянная времени для свинцового образца примерно в два раза меньше, имеются небольшие, но видимые отклонения от линейности (рис. 5, 6). Графики роста температуры в образцах искусственно сдвинуты относительно друг друга примерно на один градус для более удобного их сравнения. Для наглядности нелинейности роста температуры уранового образца на рис. 7, 8 представлены графики разности температур между центральной и периферийной ТЭП.

С учетом слабой нелинейности возможна коррекция (линеаризация) графика температуры с использованием для этого случая свойств оператора звена перво-

$$f(p) = \frac{1}{1 + \tau p}, \text{ где } \tau - \text{постоянная времени.}$$

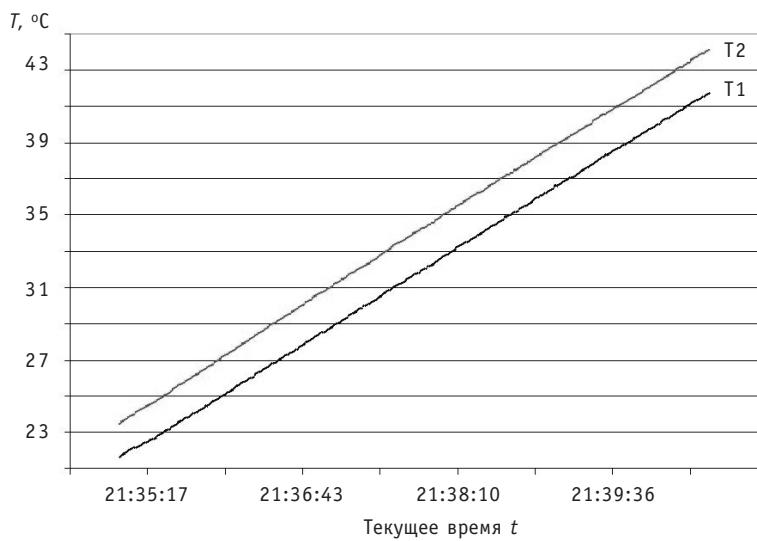


Рис. 5. Рост температуры в урановом образце: T1 – периферийная термопара; T2 – центральная термопара

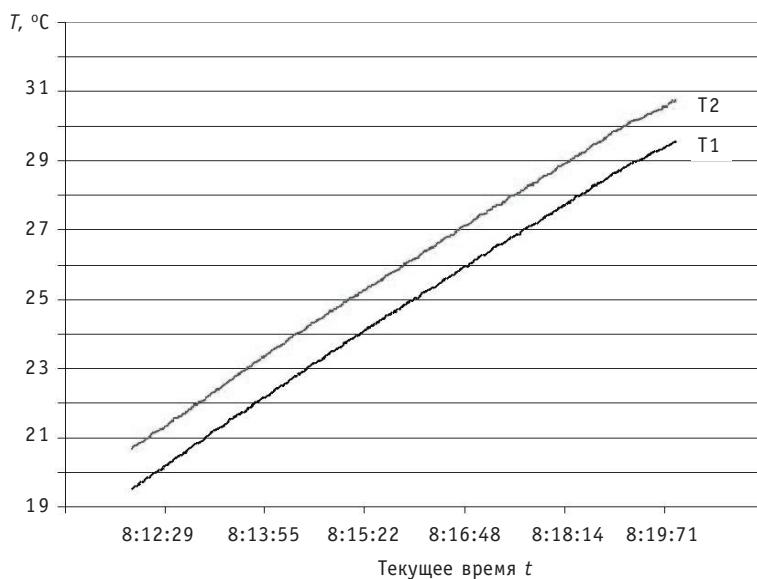


Рис. 6. Рост температуры в свинцовом образце: T1 – периферийная термопара; T2 – центральная термопара

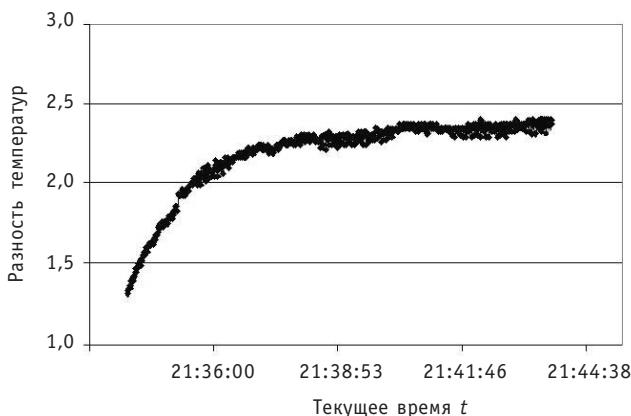


Рис. 7. Разность температур между показаниями центральной и периферийной ТЭП уранового образца

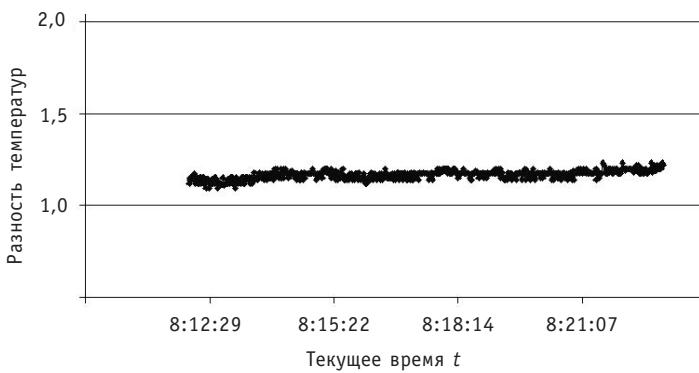


Рис. 8. Разность температур между показаниями центральной и периферийной ТЭП свинцового образца

$f(p) = \frac{1}{pT+1} \approx \frac{1}{pT} - \frac{1}{p^2T^2}$, где первый член соответствует чистому интегрированию. Добавление оператора $\frac{1}{\tau^2 p^2}$ позволяет приблизиться к идеальному интегрированию. В качестве первого приближения можно добавить к полученной реализации интеграл от нее, умноженный на $\frac{1}{\tau}$.

Учитывая, что при больших значениях τ отклонения от чистого интегрирования на начальном участке времени невелики, можно представить коррекцию экспериментальной зависимости температуры T в виде

$$T_{cor}(t) = T(t) + \frac{1}{\tau} \int_0^t T(t) dt. \quad (9)$$

В качестве примера линеаризации на рис. 9 изображен график роста температуры в свинцовом образце с добавлением соответствующей корректирующей надбавки.

Данные по энерговыделению в образцах, рассчитанные с использованием табличных данных по теплоемкости материалов и измеренных значений темпа линейного роста температуры, приведены в табл. 3. Плотности свинца в твердом и жидкоком состоянии различаются \sim на 10% [2]. Соответственно, объемы твердого и жидкого образцов одинаковой массы различаются незначительно. Поэтому не

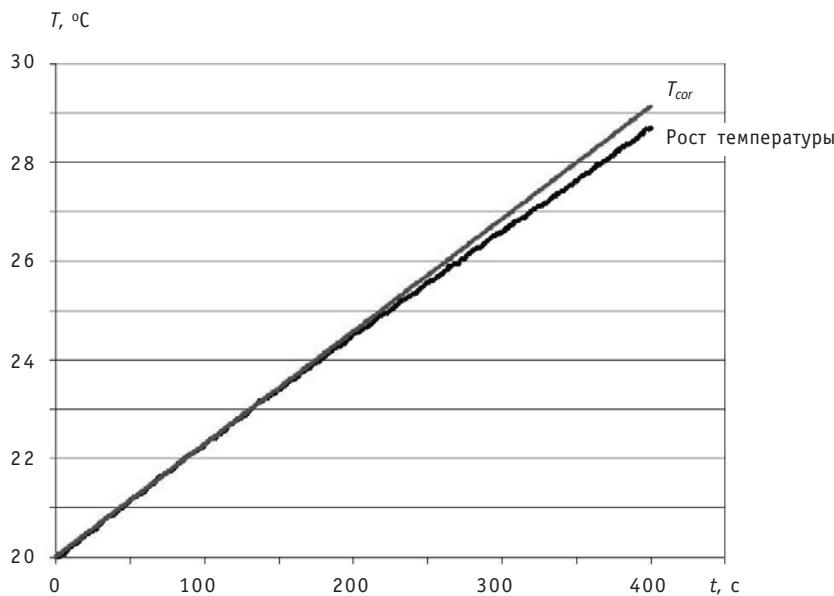


Рис. 9. Рост температуры в свинцовом образце + корректирующая надбавка

Таблица 3

Абсолютное и удельное энерговыделения в образцах

	Pb, m = 1920 г		U ²³⁸ , m = 3200 г	
	Абсолютное, Вт	Удельное, Вт/кг	Абсолютное, Вт	Удельное, Вт/кг
Центр	5,16	2,69	28,4	8,87
Периферия	5,13	2,67	27,8	8,69

ожидается существенной зависимости удельного энерговыделения от фазового состояния образца.

При анализе данных экспериментов с облучением отмечено, что если для свинцового образца разность температур по центральной и периферийной ТЭП в течение всего опыта находится в пределах 0,1 К, то для образца урана она показывает рост в ходе эксперимента и достигает величины 1 К.

Указанные обстоятельства могут свидетельствовать о неоднородности энерговыделения в образце за счет деления ядер урана генерируемыми нейтронами.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

1. Разработана и испытана в лабораторных условиях и экспериментально на ускорителе методика измерения энерговыделения в образцах материалов. Измерительная система обеспечивает надежное измерение температур образца при скорости ее изменения ~ 0,1 К в минуту.

2. Получены предварительные результаты по удельному энерговыделению в образцах из свинца и U²³⁸ при воздействии пучка протонов с энергией 1 ГэВ.

Литература

- Григорьев В.А., Зорин В.М. Тепло- и массообмен. Теплотехнический эксперимент/Справочник. – М.: Энергоиздат, 1982.
- Чиркин В.С. Теплофизические свойства материалов ядерной техники/Справочник. – М.: Атомиздат, 1968.

Поступила в редакцию 21.10.2011

ГИДРОДИНАМИКА И ТЕПЛООБМЕН В РЕАКТОРНОЙ УСТАНОВКЕ «МАСТЕР»

С.Л. Дорохович**, Ю.А. Казанский*, А.А. Казанцев***,

С.В. Ковальчук**, А.В. Левченко**, В.А. Левченко**, Ю.С. Юрьев***

* Обнинский институт атомной энергетики НИЯУ МИФИ, г. Обнинск

** ЭНИМЦ «Моделирующие системы», г. Обнинск

*** ГНЦ РФ-Физико-энергетический институт им. А.И. Лейпунского, г. Обнинск



Приведены результаты расчетных исследований теплофизических и гидродинамических процессов, протекающих в реакторной установке МАСТЕР, подробное описание которой было опубликовано в журнале «Известия вузов. Ядерная энергетика» [1, 2].

Полученные результаты обеспечивают расчетное обоснование тепловой мощности, рабочего давления, геометрии и безопасного функционирования установки.

Проводились проектировочный и поверочный расчеты установки с использованием методов вычислительной гидродинамики разрабатываемого программного комплекса «КАНАЛ».

Ключевые слова: гидродинамика, теплообмен, реакторная установка, активная зона, проектировочный расчет, поверочный расчет.

Key words: hydrodynamics, heat exchange, reactor installation, designing calculation, testing calculation.

ВВЕДЕНИЕ

Данная публикация является продолжением работ [1, 2] по обоснованию возможности создания саморегулируемого реактора сверхмалой тепловой мощности до 1 МВт с длительным сроком непрерывной работы (60 лет). По сравнению с другими проектами реакторных установок малой мощности [3, 4] установка МАСТЕР отличается низким давлением в первом контуре охлаждения (0.15 МПа на входе в активную зону (A3) реактора) и возможностью передачи тепла от ядерного топлива теплоносителю первого контура за счет теплопроводности [2]. Ранее в [2] были приведены результаты используемого приближенного теплогидравлического расчета, называемого в данной статье проектировочным, но без описания его методики. Кроме того, была изменена концентрация выгорающего поглотителя – диспрозия в стенках внутреннего кольцевого канала A3, что привело к изменению соотношения тепловых мощностей, выделяемых во внутреннем и внешнем модулях A3.

Целью работы является теплогидравлическое обоснование первого контура установки МАСТЕР путем проведения его уточненных двумерных расчетов. При этом следует принять во внимание трехконтурную систему отвода тепла: первый замк-

© С.Л. Дорохович, Ю.А. Казанский, А.А. Казанцев, С.В. Ковальчук, А.В. Левченко,
В.А. Левченко, Ю.С. Юрьев, 2012

нутый контур с естественной циркуляцией; второй контур и контур потребителя с принудительной циркуляцией.

При обосновании первого контура установки необходимо выполнение следующих технических требований:

- температура воды у потребителя не выше 80°C;
- температура теплоносителя ниже температуры кипения при работе установки в номинальном режиме;
- максимальная температура топлива активной зоны ниже предельно допустимой;
- отсутствие высокого давления в контурах;
- приемлемые габариты реактора, тягового участка контура естественной циркуляции, значения площадей поверхностей теплообмена теплообменников первого и второго контуров;
- надежный отвод тепла от реактора в переходных и аварийных режимах работы установки.

Для достижения поставленной цели были решены следующие задачи:

- с помощью кода MCNP получено пространственное распределение тепловыделения в АЗ для измененной концентрации дисперсия в стенках внутреннего кольцевого канала АЗ, использованное в теплогидравлическом расчете;
- выполнен проектно-расчетный расчет реакторной установки МАСТЕР тепловой мощностью 1 МВт;
- разработаны нодализационные схемы, позволяющие получить решения для сформулированных теплофизических моделей на доступных средствах вычислительной техники и в приемлемые интервалы времени;
- выполнен уточненный (проверочный) двухмерный теплогидравлический расчет первого контура реакторной установки тепловой мощностью 1 МВт с использованием данных по техническим характеристикам и конструкционным материалам, приведенным в [2].

КОНСТРУКЦИЯ И ТЕХНИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ РЕАКТОРА «МАСТЕР»

Конструктивная схема реактора МАСТЕР (первого контура реакторной установки) тепловой мощностью 1 МВт описана в работе [2] и представлена на рис. 1. Первый контур установки включает в себя кольцевые каналы внутри и снаружи АЗ реактора, тяговую трубу, теплообменник и опускной кольцевой канал. Движение воды в реакторе происходит за счет естественной циркуляции.

В таблице 1 приведены данные по техническим характеристикам и конструкционным мате-

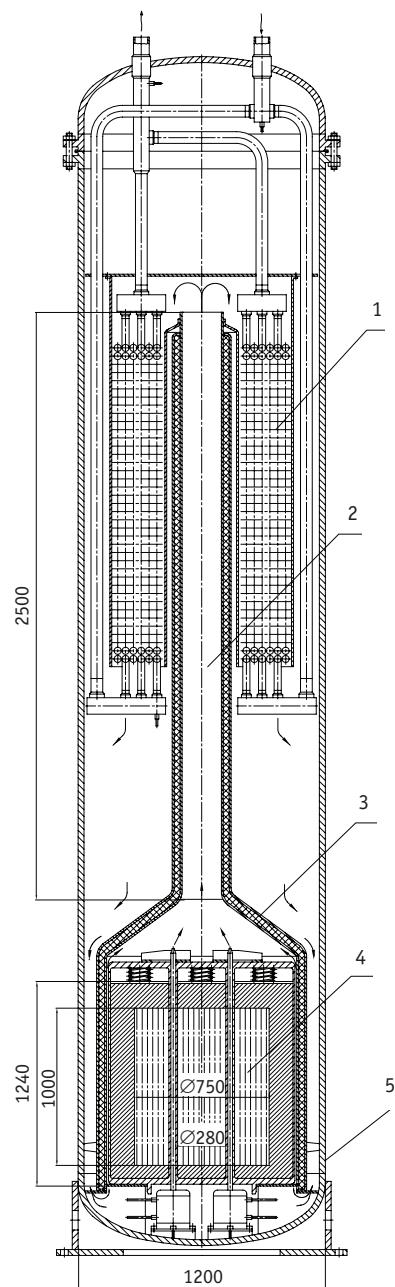


Рис. 1. Конструктивная схема реактора МАСТЕР: 1 – теплообменник; 2 – тяговая труба; 3 – теплоизолирующая обечайка; 4 – активная зона; 5 – корпус реактора

Таблица 1

Параметр	Значение
Высота А3, мм	1000
Внешний диаметр внутреннего модуля А3, мм	286
Внутренний диаметр внешнего модуля А3, мм	336
Внешний диаметр внешнего модуля А3, мм	750
Внешний диаметр внешнего модуля А3 с отражателем, мм	956
Толщина стенки модуля А3, мм	3
Количество твэлов во внутреннем модуле А3, шт.	199
Внешний диаметр твэла, мм	13,5
Толщина оболочки твэла, мм	0,9
Диаметр топлива в твэле, мм	13,5
Высота тягового участка, мм	2500
Диаметр тягового участка, мм	200
Внутренний диаметр корпуса реактора, мм	1140
Высота корпуса реактора, мм	6100
Толщина корпуса реактора, мм	30
Материал замедлителя и отражателей	Сплав Al(38%)+Be(62%)
Топливо	UO ₂
Материал оболочки твэла	Сплав Zr(99%)+Nb(1%)
Материал внешней стенки внешнего модуля А3	Сталь 12Х18Н10Т
Материал стенок внутреннего кольцевого канала А3 ^{**)}	Сталь 12Х18Н10Т + 1,6% Dy

^{*)} Состав материалов дан в процентах по массе.

^{**) Содержание диспрозия было изменено и равнялось 4%.}

риалам реактора, представленные в [2] и использованные в теплогидравлических проектировочном и поверочном расчетах.

На рисунках 2, 3 приведены расчетные схемы кольцевых каналов охлаждения А3 реактора. Здесь q_1 , q_2 – соответственно плотности потока тепла на внутренней и внешней стенках канала внутри А3; q_3 – плотность потока тепла на внутренней стенке канала снаружи А3; G_1 , G_2 – массовые расходы воды через каналы внутри и снаружи А3.

Конструктивная схема теплообменника первого контура установки представлена на рис. 4. Поверхность теплообмена выполняется в виде шести трубок из алюминия, свернутых в плоские спирали по высоте теплообменника, объединенных во входном и выходном коллекторах. Площадь поверхности теплообмена составляет 42 м². Вода первого контура движется в межтрубном пространстве теплообменника сверху вниз; вода второго контура – по трубкам теплообменника снизу вверх.

ПРОЕКТИРОВОЧНЫЙ РАСЧЕТ ТЕПЛОГИДРАВЛИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК РЕАКТОРА МАСТЕР

Проектировочный теплогидравлический расчет реактора для стационарного режима его работы заключался в решении следующей системы уравнений:

$$Q = G_f c_f (t_{f2} - t_{f1}); \quad (1)$$

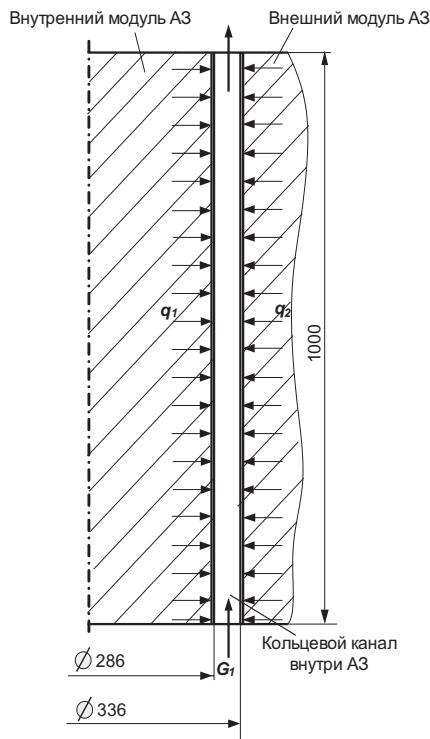


Рис. 2. Расчетная схема кольцевого канала внутри А3 реактора

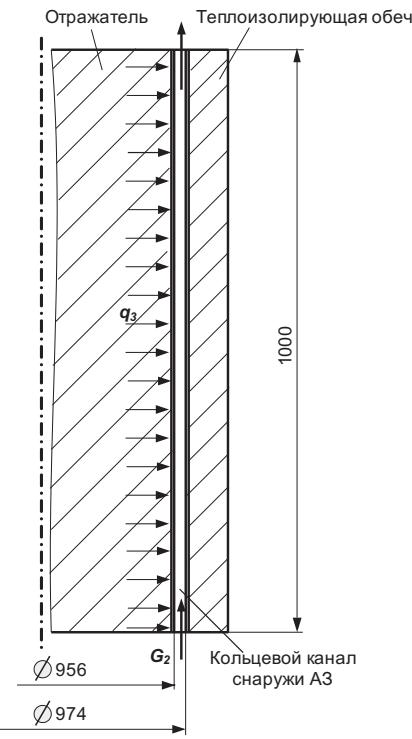


Рис. 3. Расчетная схема кольцевого канала снаружи А3 реактора

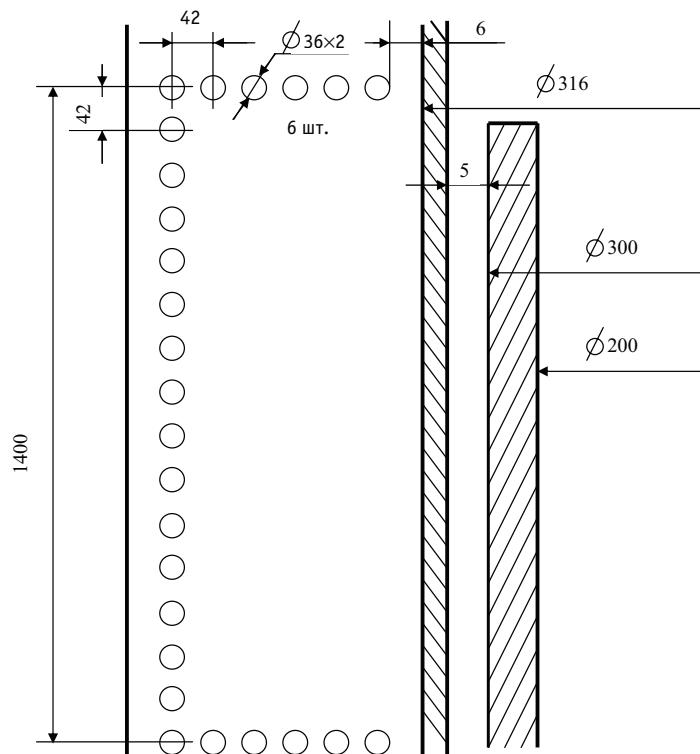


Рис. 4. Схема теплообменника первого контура установки

$$G_f = \rho_f F_{np} \sqrt{\frac{g(H_{a3} + 2h_{ty} - h_{to1})}{\xi_{\Sigma}}} \beta_f (t_{f2} - t_{f1}); \quad (2)$$

$$\bar{t}_c = \frac{t_{f1} + t_{f2}}{2} + \frac{q}{\alpha_f}; \quad (3)$$

$$\bar{t}_R = \frac{t_{f1} + t_{f2}}{2} + q \left(\frac{1}{\alpha_f} + \frac{\delta_{ct}}{\lambda_{ct}} + \frac{R}{4\lambda} \right); \quad (4)$$

$$q = \frac{Q_R}{F}, \quad (5)$$

где Q – тепловая мощность реактора; G_f – массовый расход воды в первом контуре установки при естественной циркуляции; t_{f1} и t_{f2} – соответственно средние значения температуры воды первого контура (теплоносителя) перед АЗ и за АЗ; H_{a3} – высота АЗ; h_{ty} – высота тягового участка первого контура установки; h_{to1} – высота теплообменной поверхности первого контура; F_{np} – площадь проходного сечения кольцевого канала внутри АЗ (приведенная площадь); ξ_{Σ} – суммарный приведенный коэффициент сопротивления первого контура; \bar{t}_c – средняя температура внутренней поверхности кольцевого канала внутри АЗ; q – среднее значение плотности потока тепла на внутренней поверхности; α_f – коэффициент теплоотдачи от поверхности внутреннего модуля АЗ к воде первого контура; δ_{ct} – толщина стенки внутреннего модуля АЗ; λ_{ct} – коэффициент теплопроводности стенки внутреннего модуля АЗ; F – площадь боковой поверхности внутреннего модуля АЗ на высоте АЗ; R – радиус внутреннего модуля АЗ; \bar{t}_R – средняя температура внутреннего модуля АЗ; Q_R – тепловая мощность внутреннего модуля АЗ; c_f , ρ_f , β_f – соответственно удельная теплоемкость, плотность, коэффициент термического расширения, взятые для средней температуры воды первого контура.

Значение $t_{f2} = 100^{\circ}\text{C}$ выбиралось из условий эксплуатации установки (недопустимо объемное кипение на тяговом участке), а значение t_{f1} рассчитывалось по Δt_f .

Суммарный приведенный коэффициент сопротивления первого контура определялся по формуле

$$\xi_{\Sigma} = \sum_i \xi_i \left(\frac{F_{np}}{F_i} \right)^2 + \sum_k \lambda_k \frac{l_k}{d_{rk}} \left(\frac{F_{np}}{F_k} \right)^2; \quad (6)$$

где ξ_i – коэффициент i -го местного сопротивления; F_i – площадь проходного сечения первого контура, по которой определялось значение i -го местного сопротивления; λ_k – коэффициент трения на k -ом участке первого контура; l_k , d_{rk} , F_k – соответственно длина, гидравлический диаметр, площадь проходного сечения k -го участка первого контура.

Рассматриваемая система уравнений дополнялась уравнениями теплового баланса для расчета массового расхода воды во втором контуре G и контуре потребителя G_0 , необходимыми для обеспечения заданного температурного режима в контуре потребителя (температура воды на входе контура – 80°C , на выходе – 50°C), а также уравнениями теплопередачи для расчета площади поверхности теплообменников:

$$G_f c_f (t_{f2} - t_{f1}) = G c (t_2 - t_1); \quad (7)$$

$$G_f c_f (t_{f2} - t_{f1}) = G_0 c_{f0} (t_{02} - t_{01}); \quad (8)$$

$$G_f c_f (t_{f2} - t_{f1}) = \frac{F_{\text{то1}}}{\frac{1}{\alpha_{f\text{то}}} + \frac{\delta_{\text{то}}}{\lambda_{\text{то}}} + \frac{1}{\alpha_f}} \frac{(t_{f1} - t_1) - (t_{f2} - t_2)}{\ln \frac{t_{f1} - t_1}{t_{f2} - t_2}}; \quad (9)$$

$$G_f c_f (t_{f2} - t_{f1}) = \frac{F_{\text{то2}}}{\frac{1}{\alpha_{f\text{то}}} + \frac{\delta_{\text{то}}}{\lambda_{\text{то}}} + \frac{1}{\alpha_f}} \frac{(t_1 - t_{01}) - (t_2 - t_{02})}{\ln \frac{t_1 - t_{01}}{t_2 - t_{02}}}, \quad (10)$$

где t_1, t_2 – соответственно температура воды на выходе и входе второго контура; t_{01}, t_{02} – температура воды на выходе и входе контура потребителя; c, c_{f0} – удельные теплоемкости воды второго контура и контура потребителя; $\alpha_f, \alpha_{f\text{то}}$ – коэффициенты теплоотдачи в межтрубном пространстве теплообменников второго контура и контура потребителя; $\delta_{\text{то}}$ – толщина стенки трубы теплообменников; $\lambda_{\text{то}}$ – коэффициент теплопроводности материала трубок; α_f, α_{f0} – коэффициенты теплоотдачи в трубах теплообменников второго контура и контура потребителя; $F_{\text{то1}}$ и $F_{\text{то2}}$ – площади поверхности теплообмена второго контура и контура потребителя.

Коэффициент теплоотдачи от поверхности внутреннего модуля А3 к воде первого контура в кольцевом внутреннем канале А3 оценивался по формуле для воды, не догретой до температуры кипения [5]:

$$\alpha_f = \frac{\lambda_f}{d_r} \frac{Nu'_1}{1 + \frac{q_2}{q_1} \theta_1 Nu'_1}, \quad (11)$$

где λ_f – коэффициент теплопроводности воды в канале; d_r – гидравлический диаметр канала; Nu'_1 – число Нуссельта для одностороннего обогрева канала; θ_1 – коэффициент, определяемый по формуле

$$\theta_1 = 22 \frac{0,27 \left(\frac{d_1}{d_2} \right)^2 - 1}{Re_f^{0,87} Pr_f^{1,05}}, \quad (12)$$

где d_1, d_2 – соответственно внутренний и внешний диаметры кольцевого канала; Re_f – число Рейнольдса для воды в канале; Pr_f – число Прандтля для воды в канале.

Число Нуссельта для одностороннего обогрева внутреннего канала А3:

$$Nu'_1 = Nu_0 \left(1 - \frac{0,45}{Pr_f + 2,4} \right) \left(\frac{d_2}{d_1} \right)^n, \quad (13)$$

где Nu_0 – число Нуссельта, рассчитываемое по формулам для круглой трубы с гидравлическим диаметром кольцевого зазора $d_r = d_2 - d_1$ [5]; n – показатель степени, определяемый по формуле $n = \frac{0,16}{Pr^{0,15}}$.

Массовые расходы теплоносителя по кольцевым каналам внутри и снаружи (ширина канала – 9 мм) А3 определялись из уравнений

$$G_f = G_1 + G_2; \quad (14)$$

$$G_2 = \sqrt{\frac{B_1}{B_2}} G_1, \quad (15)$$

где B_1, B_2 – коэффициенты, определяемые гидравлическими сопротивлениями параллельных каналов;

$$B_1 = \lambda_1 \frac{H_{\text{а3}}}{d_{r1}} \frac{v_1}{f_1^2}; \quad (16)$$

$$B_2 = \lambda_2 \frac{H_{\text{а3}}}{d_{r2}} \frac{v_2}{f_2^2}, \quad (17)$$

λ_1, λ_2 – соответственно коэффициенты сопротивления трению в каналах внутри и снаружи А3; d_{r1}, d_{r2} – гидравлические диаметры каналов внутри и снаружи А3; f_1, f_2 – площади проходного сечения в каналах внутри и снаружи А3; v_1, v_2 – удельные объемы теплоносителя в каналах внутри и снаружи А3.

Из уравнений (14), (15) следует соотношение для расчета G_1 :

$$G_1 = \frac{G_f}{1 + \sqrt{\frac{B_1}{B_2}}}. \quad (18)$$

Выражения (16), (17) учитывают только сопротивление трения вышеуказанных каналов. В проектировочном расчете гидравлические сопротивления каналов, связанные с ускорением потоков, не рассматривались, т.к. потоки в каналах принимались однофазными; гидростатические сопротивления каналов принимались одинаковыми.

Рассматриваемая система уравнений дополнялась соотношением для определения критической плотности потока тепла во внутреннем кольцевом канале охлаждения А3.

Для выбранных значений положения и ширины (25 мм) кольцевого канала охлаждения внутри А3 тепловые мощности во внутреннем и внешнем модулях А3 равны соответственно 251 и 749 кВт.

На рисунках 6–8 показаны радиальные и аксиальные распределения температуры для реактора в начале кампании при мощности 1 МВт. Распределения температуры во внутреннем модуле А3 получены на основании решения одномерного уравнения теплопроводности с учетом граничных условий на внешней поверхности стенки модуля. Из рисунков видно, что температура замедлителя реактора не превышает 290°C. Различие в распределении температуры по радиусу среднего по высоте сечения внутреннего модуля А3, показанном на рис. 6, и аналогичном распределении, приведенном в [2], обусловлено различными значениями диаметра и тепловой мощности модуля А3. Диаметр внутреннего модуля А3 – 0.143 м, тепловая мощность – 251 кВт, в то время как в [2] приведено распределение температуры для значений соответственно 0.133 м, 255 кВт.

Согласно результатам проектировочного теплогидравлического расчета, массовые расходы теплоносителя по кольцевым каналам внутри и снаружи А3 равны соответственно 6.7 и 3.9 кг/с. Подогревы теплоносителя в каналах – соответственно 23,5 и 20,5°C.

Расчет температуры внутренней поверхности кольцевого канала внутри А3 в его среднем сечении t_c проводился по формулам (3), (11). В качестве q в формуле (3) принималось максимальное значение плотности потока тепла на поверхности $q_{1\text{макс}} = 353 \text{ кВт}/\text{м}^2$. Расчетное значение t_c составляет 241°C при $\alpha_f = 2,32 \times 10^3 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \times \text{К})$.

Полученный результат показывает, что следует ожидать закипания воды на поверхности канала (поверхностное кипение).

При кипении воды на стенке внутреннего кольцевого канала А3 при малом значении средней массовой скорости ($274 \text{ кг}/(\text{м}^2 \times \text{с})$) коэффициент теплоотдачи можно рассчитать с помощью соотношения [5]

$$\alpha_f = 4,34q^{0,7} \left(p^{0,14} + 0,0135p^2 \right), \quad (19)$$

где q выражено в Вт/м²; давление воды в канале p – в МПа; α_f – в Вт/(м²×К). Для рассматриваемого канала значение α_f , полученное с помощью формулы (19) для $q_{1\max} = 353$ кВт/м² и $p = 0,14$ МПа, составляет $2,52 \times 10^4$ Вт/(м²×К). Расчетное значение t_c в среднем по высоте сечения канала 103°C меньше температуры насыщения ($t_s = 109^\circ\text{C}$) при давлении воды в канале.

Результаты расчета t_c , полученные с помощью различных формул для определения α_f , указывают на возможную гидродинамическую неустойчивость во внутреннем кольцевом канале А3.

Радиальные распределения температуры внутри твэлов, находящихся во внутреннем блоке А3, показаны на рис. 9: верхняя кривая – для твэлов с максимальной мощностью, нижняя кривая – для твэлов со средней мощностью.

При проведении одномерного расчета принималось, что величина гелиевого зазора между замедлителем и твэлом составляет 0,5 мм. Твэлы с максимальной мощностью расположены вблизи внутреннего кольцевого зазора, где температура матрицы замедлителя самая низкая, около 170°C (рис. 6), а твэлы со средней мощностью расположены на радиусе около 12 см, где температура матрицы замедлителя – примерно 200°C. Результаты проектировочного расчета показывают, что температура топлива в твэле, имеющем максимальную тепловую мощность, не превышает 530°C.

Различия в распределениях температуры для твэлов со средней и максимальной мощностью, показанных на рис. 9, и аналогичных распределениях, приведенных в [2], обусловлены различными значениями тепловой мощности внутреннего модуля А3 и коэффициента неравномерности тепловыделения по радиусу модуля. Кроме того, согласно [2], твэлы со средней мощностью расположены на радиусе около 8 см, что отличается от значения 12 см, указанного в настоящей статье.

Значения коэффициентов теплоотдачи в межтрубном пространстве и трубках теплообменника оценивались по формулам [6]

$$\alpha_{f_1} = 0,29 \text{Re}_{f_2}^{0,6} \text{Pr}_{f_2}^{0,33} \frac{\lambda_{f_2}}{d_h}; \quad (20)$$

$$\alpha_f = 0,023 \text{Re}_{f_1}^{0,8} \text{Pr}_{f_1}^{0,43} \frac{\lambda_{f_1}}{d_b}, \quad (21)$$

где Re_{f_1} , Re_{f_2} – числа Рейнольдса для воды в трубках и межтрубном пространстве теплообменника; Pr_{f_1} , Pr_{f_2} – числа Прандтля для воды в трубках и межтрубном пространстве теплообменника; λ_{f_1} , λ_{f_2} – коэффициенты теплопроводности воды в трубках и межтрубном пространстве теплообменника; d_b , d_h – внутренний и наружный диаметры трубы теплообменника.

ПОВЕРОЧНЫЙ РАСЧЕТ ТЕПЛОГИДРАВЛИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК РЕАКТОРА «МАСТЕР»

Моделирование первого контура реакторной установки МАСТЕР и его теплообменной поверхности для проведения поверочного расчета выполнялось с использованием кода КАНАЛ.

Принятая концепция трехконтурной схемы с высокотеплопроводной матрицей замедлителя и отражателей А3 приводит к значительному времени их прогрева, что требует длительных расчетных времен установления при нестационарных расчетах, применяемых для теплогидравлического обоснования установки. Для расчета номинального режима работы в качестве исходных данных использовалось

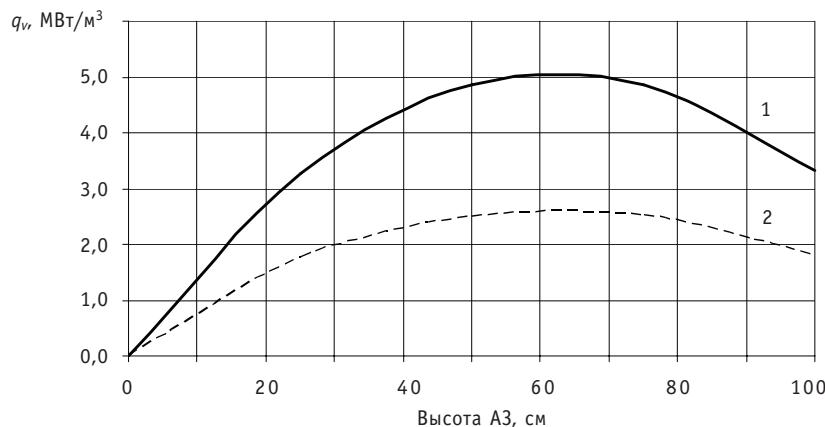


Рис. 5. Распределение тепловыделения по высоте А3, принятное в поверочном теплогидравлическом расчете: 1 – внутренний модуль А3; 2 – внешний модуль А3

полученное при трехмерном нейтронно-физическом расчете распределение тепловыделения по радиусу и высоте внутреннего и внешнего модулей А3.

На рисунке 5 приведено распределение тепловыделения по высоте А3, принятное в поверочном теплогидравлическом расчете.

В качестве исходных данных использовались также температуры, расходы, давления воды первого и второго контуров, полученные при обосновании установки в проектировочном расчете.

Целью поверочного расчета является оценка влияния пространственных эффектов на полученные ранее результаты проектировочного теплогидравлического расчета.

Расчет выполнялся в два этапа: сначала была разработана нодализационная схема теплообменной поверхности первого – второго контуров, доказана возможность теплосъема заданной мощности. Затем разработана нодализационная схема контура циркуляции при заданных конструкционных материалах и геометрии, поле тепловыделения в А3.

При выполнении одномерного и трехмерного (двумерного) расчетов в коде КАНАЛ используется модель нестационарных гидродинамики и теплообмена в двухфазном неравновесном течении пароводяной среды. Указанная модель применяется совместно с трехмерной моделью нестационарной теплопроводности в А3 и конструкционных материалах реактора и представляет собой следующую систему дифференциальных уравнений в частных производных:

- общее уравнение сохранения энергии;
- уравнение сохранения энергии для паровой фазы;
- уравнение неразрывности для жидкой фазы;
- уравнение неразрывности для паровой фазы;
- уравнение сохранения импульса для жидкой фазы;
- уравнение сохранения импульса для паровой фазы.

Поверочный расчет с помощью кода КАНАЛ позволяет определить распределение объемного паросодержания и плотности теплоносителя при его кипении на стенах кольцевых каналов внутри и снаружи А3. Распределение плотности теплоносителя определяет расход теплоносителя при естественной циркуляции и позволяет более точно оценить коэффициент реактивности по температуре теплоносителя.

Разработана нодализационная схема всего первого контура установки, включая каналы активной зоны, тяговую трубу, теплообменник и опускную кольцевую щель в двухмерной постановке.

Рассмотрено влияние давления в компенсаторе объема первого контура на параметры естественной циркуляции, среднюю скорость воды в тяговой трубе, температуру воды первого контура на выходе теплообменника и на выходе А3.

При давлении в компенсаторе объема 1,2 бар получен устойчивый расчетный режим работы установки без запаривания верхней части корпуса реактора. Однако при указанном давлении в верхней части корпуса наблюдались возникновение и исчезновение паровых объемов. При давлении 1,3 бар колебания величин истинного объемного паросодержания в вышеуказанной расчетной области отсутствовали. Выполнены вариантные расчеты при различных давлениях в компенсаторе объема первого контура в диапазоне от 1 до 2 бар. Расчеты показали, что в рассмотренном диапазоне давлений наблюдался режим поверхностного кипения теплоносителя в кольцевых каналах А3. При давлении в компенсаторе объема 1,3 бар среднее значение объемного паросодержания на выходе канала внутри А3 составляет примерно 14% на выходе А3.

Сравнение результатов проектировочного и поверочного расчетов представлено в табл. 2 и на рис. 6–8. Поверочный расчет теплогидравлических характеристик реакторной установки МАСТЕР дает существенно большее (в 1,4 раза) значение расхода теплоносителя по сравнению с проектировочным расчетом. Это связано с тем, что в поверочном расчете расход теплоносителя в каналах А3 при его естественной циркуляции определялся с учетом изменения плотности воды при ее кипении на стенках каналов. Такой результат требует проверки возможности уменьшения высоты тягового участка при сохранении мощности реактора. Отличие в значениях расхода определяет различие распределений средней температуры воды в кольцевом

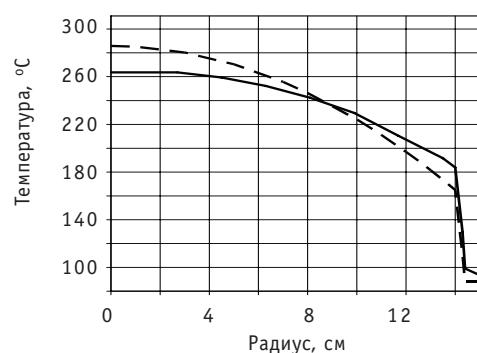


Рис. 6. Распределение температуры по радиусу внутреннего модуля А3: — — — проектировочный расчет; — проверочный расчет

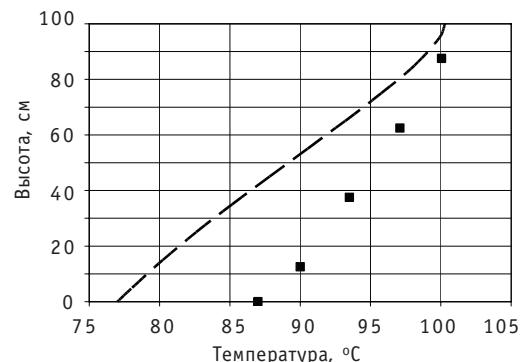


Рис. 7. Распределение средней температуры воды во внутреннем кольцевом канале по высоте А3 реактора: — — — проектировочный расчет; ■ — поверочный расчет

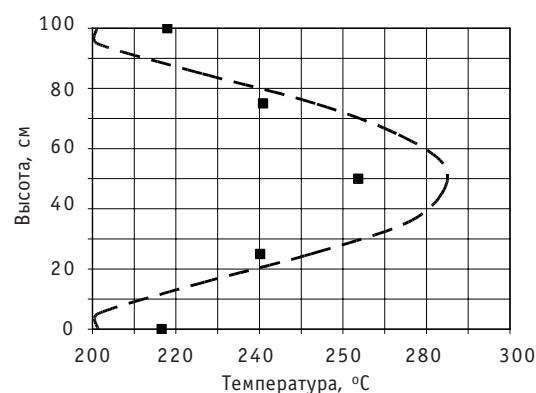


Рис. 8. Распределение температуры замедлителя вдоль оси внутреннего модуля А3 реактора: — — — проектировочный расчет; ■ — поверочный расчет

Таблица 2

Параметр	Значение	
	Проектировочный расчет	Поверочный расчет
Средняя температура теплоносителя первого контура на входе А3, °C	77,5	87
Средняя температура теплоносителя первого контура на выходе А3, °C	100	103
Давление в компенсаторе объема, бар	1	1,3
Минимальный запас до кризиса теплообмена	5,55	5,16
Расход воды первого контура (теплоносителя), кг/с	10,6	14,8
Тепловая мощность, отдаваемая во внутренний кольцевой канал от внутреннего модуля А3, кВт	251	251
Тепловая мощность, отдаваемая во внутренний кольцевой канал от внешнего модуля А3, кВт	408	334
Тепловая мощность, отдаваемая во внешний кольцевой канал, кВт	341	415

канале внутри А3, представленных на рис. 7. Различие распределений температуры замедлителя внутреннего модуля А3 (рис. 6, 8) связано с разными значениями расхода теплоносителя в канале внутри А3, а также с учетом пространственных эффектов при выполнении двухмерного поверочного расчета.

Проектировочный расчет теплообменника первого контура, определяющий значения температуры теплоносителя на входе и выходе А3 реактора, проводился по формулам (8), (9) в рамках точечной модели. Двумерный поверочный расчет выбранного теплообменника в рамках двухмерного расчета всего первого контура установки позволил определить эффективность выбранного теплообменника для отвода тепла, выделяемого в А3. Использование теплообменника, показанного на рис. 4, позволило получить расчетное значение температуры на выходе А3 (103°C), приведенное в табл. 2, которое определило необходимое давление в компенсаторе объема 1,3 бар. На рисунке 10 представлены результаты поверочного двухмерного расчета теплообменника первого контура.

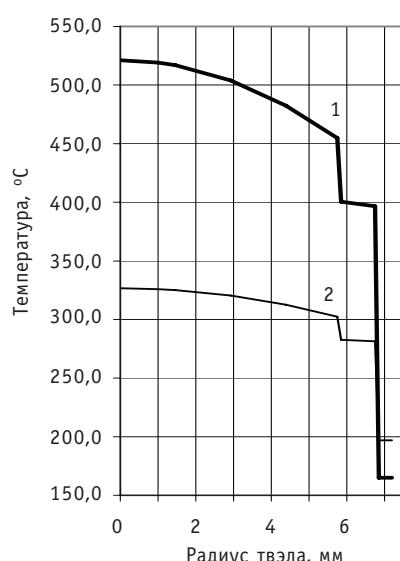


Рис. 9. Распределение температуры по радиусу твэлов во внутреннем модуле А3 (проектировочный расчет): 1 – твэл с максимальной тепловой мощностью; 2 – твэл со средней тепловой мощностью

На горизонтальной оси графика указаны номера трубок по радиусу теплообменника; столбцы – результаты расчета тепловой мощности шести трубок по выбранной модели с учетом неравномерности значения коэффициента теплоотдачи, вызванной неоднородным профилем скорости при обтекании трубок. Последний столбец показывает суммарную мощность теплообменника. В данном решении не учитывалась коллекторная неравномерность рас-

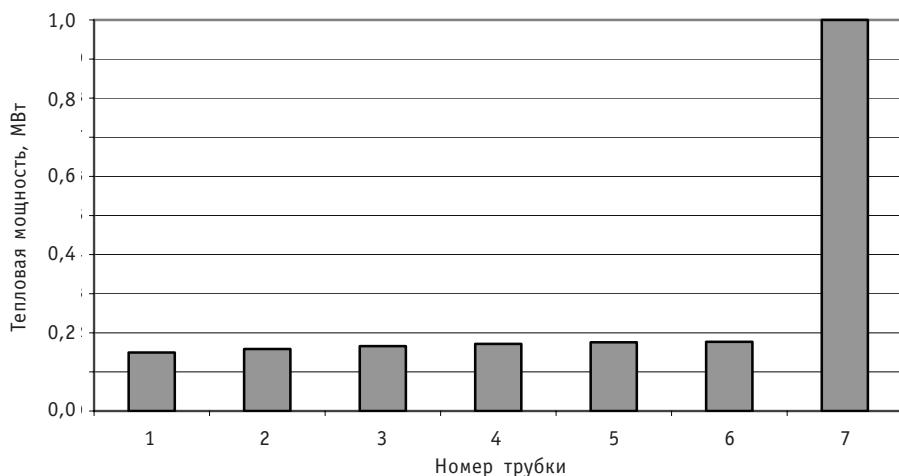


Рис. 10. Распределение тепловой мощности по трубкам теплообменника первого контура

пределения расходов воды в трубках. Расходы воды в трубках принимались одинаковыми и равными 1,283 кг/с, температура воды на входе в трубы – 59°C.

Максимальная разность значений тепловой мощности трубок составляет 18% тепловой мощности первой трубы. Распределение мощности по трубкам теплообменника первого контура (рис. 10) дает практически равномерное радиальное распределение температуры теплоносителя в расчетных ячейках на выходе теплообменника (разность расчетных значений температуры теплоносителя в указанных ячейках составляет не более 2°C).

Таким образом, поверочный расчет позволил получить значение расхода теплоносителя первого контура, в 1,4 раза большее, чем в проектировочном расчете, что привело к уменьшению расчетного подогрева теплоносителя в АЗ и увеличению расчетной средней температуры теплоносителя в АЗ. При этом максимальное значение температуры замедлителя АЗ в соответствии с результатами поверочного расчета на 22°C меньше, чем аналогичное значение из проектировочного расчета. Такой результат подтверждает, что температуры замедлителя и топлива в АЗ реактора не превышают своих предельно допустимых значений. Несколько большее значение температуры воды на выходе АЗ, полученное в поверочном расчете, (103°C по сравнению со 100°C – в проектировочном расчете), потребует увеличения давления в компенсаторе объема с 1 бар до 1,3 бар для того, чтобы не допустить кипения воды в верхней части корпуса реактора.

Расчет показал, что выбор расчетной сетки в области теплообменника и канале внутри АЗ реактора существенно влияет на результаты.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Разработаны методика проектировочного и двухмерная нестационарная методика поверочного расчетов для описания процессов гидродинамики и сопряженного теплообмена в первом контуре реакторной установки МАСТЕР.

Выполненные расчеты (проектировочный и поверочный) для установки тепловой мощностью 1 МВт показали, что она при работе в номинальном режиме удовлетворяет основным техническим требованиям.

Для полученного в поверочном расчете значения расхода теплоносителя первого контура (в 1,4 раза большее по сравнению с результатом проектировочного расчета) требуется проверка возможности уменьшения высоты тягового участка, а значит, и высоты корпуса реактора при сохранении мощности реактора.

Согласно результатам поверочного расчета, минимальное давление в компенсаторе объема для устойчивого режима работы установки составляет 1,3 бар.

Литература

1. Казанский Ю.А., Левченко В.А., Матусевич Е.С., Юрьев Ю.С. и др. Саморегулируемый реактор сверхмалой мощности для теплоснабжения – МАСТЕР ИАТЭ//Известия вузов. Ядерная энергетика. 2003. – № 3. – С. 63.
2. Казанский Ю.А., Левченко В.А., Юрьев Ю.С., Баршевцев В.А. и др. Некоторые нейтронно-физические и теплогидравлические характеристики усовершенствованной конструкции реактора МАСТЕР//Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2008. – № 1. – С. 41.
3. Кузнецов Ю.Н., Роменков А.Л., Келин Г.Е. Теплофикация на базе атомных энергоисточников/ Международный семинар «Малая энергетика. Итоги и перспективы». – М.: Минатом РФ, 2001.
4. Кривицкий И.С. Малая атомная энергетика и проблемы атомной теплофизики/«Малая энергетика-2004». – М.: ААЭ РФ, 2004.
5. Кириллов П.Л., Бобков В.П., Жуков А.В., Юрьев Ю.С. Справочник по теплогидравлическим расчетам в ядерной энергетике. Том 1. – М.: ИздАт, 2010. – 776 с.
6. Кириллов П.Л., Юрьев Ю.С., Бобков В.П. Справочник по теплогидравлическим расчетам (ядерные реакторы, теплообменники, прогенераторы). – М.: Энергоатомиздат, 1990. – 360 с.

Поступила в редакцию 2.05.2012

ВЕРИФИКАЦИЯ РАСЧЕТНЫХ КОДОВ ТЕЧЬ-М И КОРСАР/ГП ПО РЕЗУЛЬТАТАМ ЭКСПЕРИМЕНТОВ НА КРУПНОМАСШТАБНОМ СТЕНДЕ ГЕ2М-ПГ

А.В. Морозов*, О.В. Ремизов*, Д.С. Калякин*, В.И. Асюнин,**

В.И. Щеколдин, С.И. Зайцев**, М.О. Закутаев****

*ГНЦ РФ-Физико-энергетический институт им. А.И. Лейпунского, г. Обнинск

**ОАО ОКБ «Гидропресс», г. Подольск



Представлены результаты расчетов экспериментов, проведенных на стенде ГЕ2М-ПГ в ГНЦ РФ-ФЭИ. Эти эксперименты моделируют работу парогенератора при расхолаживании активной зоны реакторной установки ВВЭР проекта «АЭС-2006» за счет совместного действия пассивных систем безопасности ГЕ-2 и СПОТ при авариях с потерей теплоносителя первого контура. Целью работы являлось проведение посттестовых расчетов и верификация расчетных кодов ТЕЧЬ-М и КОРСАР/ГП в части моделирования теплообмена в модели парогенератора при низких тепловых потоках в присутствии неконденсирующихся газов и без них. По результатам верификации можно сделать вывод о способности расчетных кодов воспроизводить явления распространения неконденсирующихся газов с потоком теплоносителя, их накопление и влияние на теплообмен в трубном пучке парогенератора.

Ключевые слова: парогенератор ВВЭР, конденсация, неконденсирующиеся газы, расчетные коды.

Key words: VVER steam generator, condensation, noncondensable gases and computer codes.

ВВЕДЕНИЕ

В проекте «АЭС-2006» с реактором ВВЭР-1200 (головной блок сооружается на площадке Нововоронежской АЭС-2) при авариях с потерей теплоносителя первого контура предусматривается возможность расхолаживания активной зоны за счет действия только пассивных систем безопасности при отказе активных систем. В первые 24 часа после аварии расхолаживание осуществляется совместно системой пассивного залива активной зоны из гидроемкостей второй ступени (система ГЕ-2) и системой пассивного отвода тепла (СПОТ) [1].

СПОТ должна обеспечивать перевод парогенераторов в режим конденсации пара, поступающего из активной зоны, тем самым осуществляя подпитку первого контура. При переходе в данный режим величина тепловой нагрузки на теплооб-

© А.В. Морозов, О.В. Ремизов, Д.С. Калякин, В.И. Асюнин, В.И. Щеколдин, С.И. Зайцев, М.О. Закутаев, 2012

менную поверхность ПГ значительно снижается. При работе реакторной установки (РУ) в номинальном режиме среднее значение теплового потока в парогенераторах составляет $131 \text{ кВт}/\text{м}^2$. При переходе ПГ в конденсационный режим работы величина теплового потока, отводимого кипящей во втором контуре водой, не превышает $1,5 \text{ кВт}/\text{м}^2$.

В авариях с потерей теплоносителя первого контура в результате работы СПОТ парогенераторы начинают расхолаживать первый контур через 1,5–2 ч с момента начала аварии. Мощность тепловыделений в реакторе в этот период не превышает 40 МВт. Расхолаживание активной зоны в это время осуществляется в режиме выпаривания теплоносителя, и практически вся выделившаяся в топливе энергия идет на образование пара (не более 20 кг/с). Часть образовавшегося пара через «горячие» нитки неаварийных петель главного циркуляционного трубопровода (ГЦТ) поступает в парогенераторы и там конденсируется, т.е. остается в первом контуре. Количество сконденсированного пара определяется мощностью парогенераторов в этих условиях. Остальная часть образовавшегося в активной зоне пара уходит из первого контура в объем под защитной оболочкой (30) через сечение разрыва. Для обеспечения стабильного расхолаживания активной зоны необходимо постоянно компенсировать количество ушедшего в 30 пара подачей охлаждающей воды. Выполнение этой функции обеспечивает система ГЕ-2, содержащая в своих емкостях 960 м³ охлаждающей воды.

Таким образом, чем эффективнее парогенераторы будут конденсировать пар, тем больший период времени система ГЕ-2 будет выполнять свои функции, и обе системы (ГЕ-2 и СПОТ) вместе обеспечат охлаждение активной зоны. При этом, чем эффективнее парогенераторы будут конденсировать пар, тем меньше пара будет поступать из реакторной установки в 30, что обеспечит уровень давления, ниже допустимого значения в контейнере.

На работу парогенератора в конденсационном режиме отрицательное влияние оказывает присутствие в первом контуре реактора неконденсирующихся газов: азота, растворенного в воде гидроемкостей первой ступени и поступающего в контур при их срабатывании, а также продуктов радиолиза воды и разложения гидразингидрата, растворенного в воде, поступающей из системы ГЕ-2. Накопление неконденсирующихся газов в трубчатке парогенератора может привести к ухудшению его конденсационной способности, вплоть до полного прекращения процесса конденсации.

Для экспериментального изучения работы парогенератора ВВЭР в конденсационном режиме при низких тепловых потоках с учетом влияния неконденсирующихся газов в ГНЦ РФ-ФЭИ был создан стенд ГЕ2М-ПГ.

КРУПНОМАСШТАБНЫЙ СТЕНД ГЕ2М-ПГ

Стенд ГЕ2М-ПГ является крупномасштабной экспериментальной установкой, предназначеннной для исследования работоспособности пассивных систем безопасности, входящих в проект ВВЭР нового поколения [2]. В состав стенда входят модель парогенератора ВВЭР, бак-аккумулятор пара, имитатор теплообменника СПОТ, охлаждаемый технической водой, а также соединительные трубопроводы и арматура. На рисунке 1 показано размещение основного оборудования стенда, а на рис. 2 приведена принципиальная технологическая схема стенда ГЕ2М-ПГ.

Объемный масштаб модели парогенератора на стенде ГЕ2М-ПГ к парогенератору ВВЭР проекта «АЭС-2006» равен 1:48. Корпус парогенератора представляет собой вертикальный цилиндрический сосуд диаметром 1400 мм, состоящий из верхней и нижней частей, соединенных между собой фланцевым соединением.

Теплообменный пучок состоит из 248-ми горизонтальных змеевиковых труб, расположенных между двумя вертикальными коллекторами, и имеет 62 горизонтальных ряда труб с постоянным шагом 36,5 мм по высоте коллектора (2525 мм), причем каждый ряд состоит из четырех труб диаметром 16,0×1,5 мм, длиной 10,19 м. Каждый ряд труб имеет уклон от середины в сторону коллекторов с высотным перепадом 20 мм. Материал трубного пучка соответствует используемому в парогенераторах АЭС.

Основной измеряемой величиной в опытах являлся расход пара в модель парогенератора, который регистрировался вихревым расходомером. Кроме того, регистрировались давления и температуры по первому и второму контурам в нескольких точках, уровни жидкости в основных элементах стенда, а также парамет-

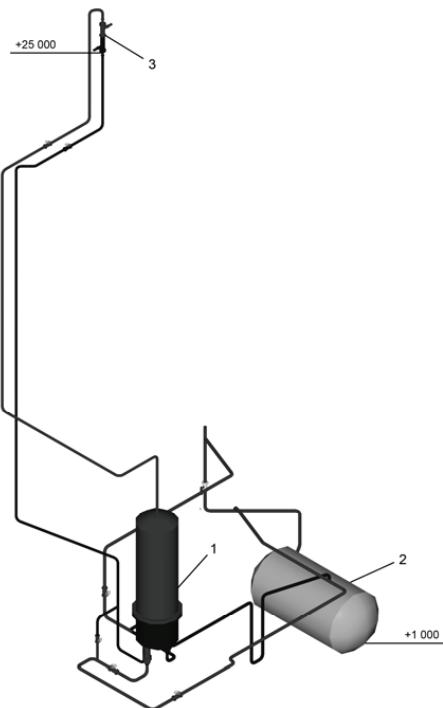


Рис. 1. Размещение основного оборудования на стенде ГЕ2М-ПГ: 1 – модель парогенератора; 2 – бак-аккумулятор пара; 3 – имитатор теплообменника СПОТ

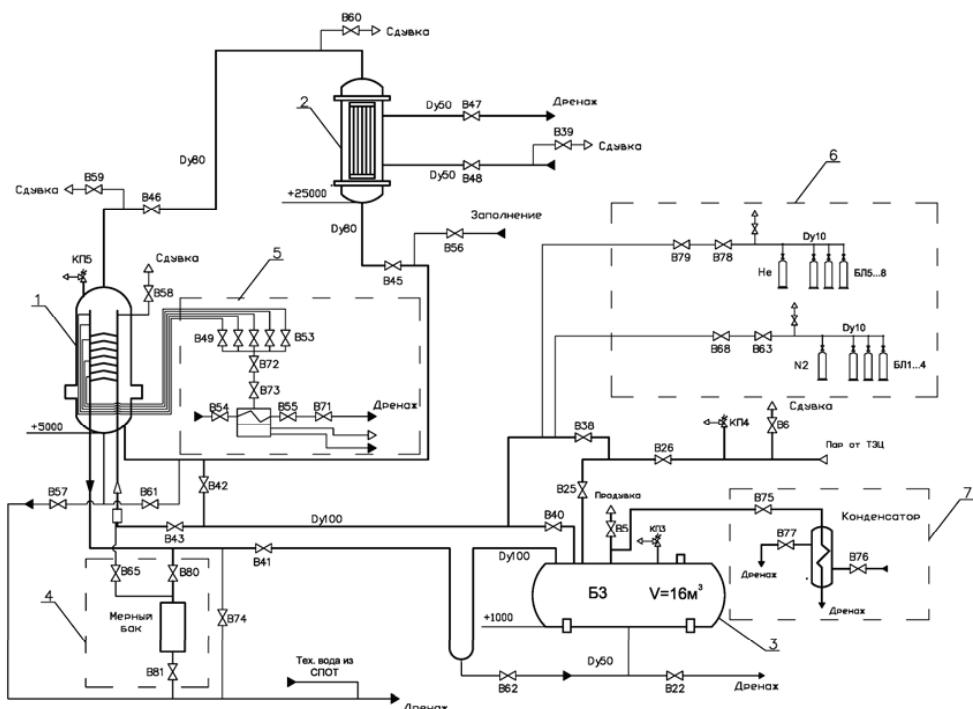


Рис. 2. Принципиальная технологическая схема стенда ГЕ2М-ПГ: 1 – модель парогенератора; 2 – имитатор теплообменника СПОТ; 3 – бак-аккумулятор пара; 4 – система сбора конденсата; 5 – система сливки парогазовой смеси; 6 – система подачи неконденсирующихся газов; 7 – система поддержания давления

ры технической воды в имитаторе СПОТ. Модель парогенератора была оснащена более чем 100 кабельными термопарами $\varnothing 1,0$ мм, которыми контролировались параметры сред первого и второго контуров стенда как в трубчатке, так и в межтрубном пространстве.

Регистрацию давления по контурам стенда выполняли с помощью датчиков избыточного давления Метран-100-ДИ (класс точности 0,25). Измерение уровней воды на стенде производили гидростатическим методом с помощью датчиков разности давлений Метран-100-ДД (класс точности 0,25). Расход технической воды через теплообменник имитатора СПОТ контролировали с помощью измерения перепада давления на расходомерной шайбе прибором Метран-100-ДД. Измерение расхода пара на входе в модель ПГ осуществляли с помощью вихревого счетчика пара Метран-332 (основная погрешность 1,5%). Частота опроса измерительных каналов компьютерной системы сбора составляла 1 Гц.

Границные и начальные условия экспериментов на стенде задавались на основании результатов расчетного моделирования процессов в реакторной установке. Анализ различных вариантов аварии с разрывом трубопроводов первого контура был выполнен по программе ТЕЧЬ-М-97 [3]. Исходя из результатов расчетов давление пара первого контура в опытах поддерживали в диапазоне 0,36–0,38 МПа.

Величина конденсационной мощности в экспериментах выбиралась исходя из экспериментальной зависимости мощности СПОТ от давления в парогенераторе, которая была получена на полномасштабной модели СПОТ в ОКБ «Гидропресс» [4].

В опытах с подачей парогазовой азотно-гелиевой смеси концентрация неконденсирующихся газов на входе в модель ПГ определялась исходя из расчетных данных по газогенерации в первом контуре АЭС в случае различных запроектных аварий. Вместо водорода в экспериментах на стенде использовался гелий, подававшийся с той же мольной концентрацией.

Величина объемной сдувки парогазовой смеси (ПГС) из холодного коллектора ПГ соответствовала объемному расходу на входе в гидроемкости ГЕ-2 (1,6–10 л/с) проекта «АЭС-2006», с учетом масштабного фактора стенда [5].

Программа экспериментов на стенде ГЕ2М-ПГ состояла из четырех этапов:

- эксперименты по исследованию конденсации пара в трубчатке ПГ в отсутствие неконденсирующегося газа;
- опыты по изучению конденсации пара в модели ПГ с подачей смеси неконденсирующихся газов;
- эксперименты по изучению процессов конденсации пара в модели ПГ в присутствии неконденсирующихся газов со сдувкой парогазовой смеси;
- эксперименты с использованием метода стационарных состояний.

Эксперименты на крупномасштабном стенде ГЕ2М-ПГ выполнялись по следующей методике. В начале эксперимента проводился последовательный прогрев паром бака Б3, модели ПГ, теплообменника имитатора СПОТ, а также трубопроводов, образующих первый и второй контуры стенда. Прогрев стенда происходил до установления в контурах стенда стационарных параметров среды: давление $P_1 \approx P_2 = P_{\text{пар}}$, температура $t = t_s$. Определяющим показателем прогрева стенда служило равномерное тепловое поле по высоте объема котловой воды ПГ и стабильность давлений в первом и втором контурах стенда. Одновременно, с целью недопущения наличия в контурах паровоздушной смеси открытием соответствующих продувочных вентилей обеспечивалась сдувка воздуха из трубопроводов и основного оборудования стенда.

Затем с помощью арматуры на контуре технической воды устанавливались необходимые значения конденсационной мощности ПГ и давления среды в первом

и втором контурах стенда. После перехода стенда на новый стационарный режим производилась запись параметров с помощью системы сбора.

Далее в опытах с поступлением парогазовой смеси на вход модели ПГ начиналась подача неконденсирующихся газов с заданной концентрацией, а в экспериментах с отводом парогазовой смеси начиналась сдувка ПГС из трубчатки ПГ.

В экспериментах, проводимых по методике стационарных состояний, необходимо было получить три стационарных режима, характеризуемых величиной конденсационной мощности и перепадом температур между контурами стенда. Стационар № 1 достигался при работе на чистом паре. Стационары № 2 и 3 выдерживались при работе на парогазовой смеси со сдуvkой из холодного коллектора модели ПГ. В стационаре № 2 необходимо было добиться величины температурного напора, эквивалентного разнице температур в первом и втором контурах стенда в стационаре № 1 на чистом паре. Критерием выхода на стационар № 3 было достижение величины начальной конденсационной мощности, полученной в стационаре № 1.

Изменение основных параметров стенда происходило за счет увеличения или уменьшения расхода технической воды через имитатор теплообменника СПОТ. Интервалы экспериментов, в которых происходило изменение G_{tex} носят название переходных процессов № 1 и 2.

Экспериментальные данные, полученные на стенде ГЕ2М-ПГ, использовались для верификации расчетных кодов ТЕЧЬ-М и КОРСАР/ГП.

РАСЧЕТНЫЙ КОД ТЕЧЬ-М

Программа ТЕЧЬ-М расчетного комплекса ТРАП-КС используется при обосновании безопасности АЭС с реакторами типа ВВЭР [6]. Она применяется для анализа изменения параметров теплоносителя в первом контуре и температурного режима в активной зоне в авариях, вызванных нарушением герметичности первого контура, включая режимы с разрывом главного циркуляционного трубопровода по полному сечению.

Код имеет полужесткую структуру построения нодализационной схемы, что обуславливает необходимость описания основных элементов РУ, не моделируемых в эксперименте ГЕ2М-ПГ (активная зона, напорная и сборная камеры реактора). Тем не менее, удается успешно воссоздать условия эксперимента ГЕ2М-ПГ, моделируя двусторонний разрыв на одной из ниток аварийной петли. В таком состоянии модели давление во всех элементах расчетной схемы близко к давлению в контейнере, которое задается таблично в исходных данных к коду. В сборной камере находится насыщенный пар, который поступает в горячие нитки работоспособных петель и конденсируется в парогенераторах. Для поддержания постоянного уровня теплоносителя в активной зоне в напорную камеру осуществляется подача воды из емкости СА03 с постоянным расходом. Таким образом, на входах в горячие нитки работоспособных петель удается реализовать условия, аналогичные условиям в баке БЗ стенда ГЕ2М-ПГ.

На рисунке 3 представлена нодализационная схема расчетной модели кода ТЕЧЬ-М. Парогенераторы расчетной модели разбиты на семь расчетных элементов. За основу взята расчетная модель НВ АЭС-2, уменьшенная в соответствии с масштабом экспериментальной установки с сохранением высотных отметок, размеры парогенератора расчетной модели соответствуют размерам модели парогенератора экспериментальной установки ГЕ2М-ПГ.

Алгоритм расчетов построен следующим образом. Рассматривается режим с разрывом ГЦТ на горячей нитке около патрубка реактора. Начальное состояние – давление в первом контуре 1 МПа; температура теплоносителя на входе в активную зону 139,9°C, значение расхода в первом контуре 90 кг/с, мощность активной

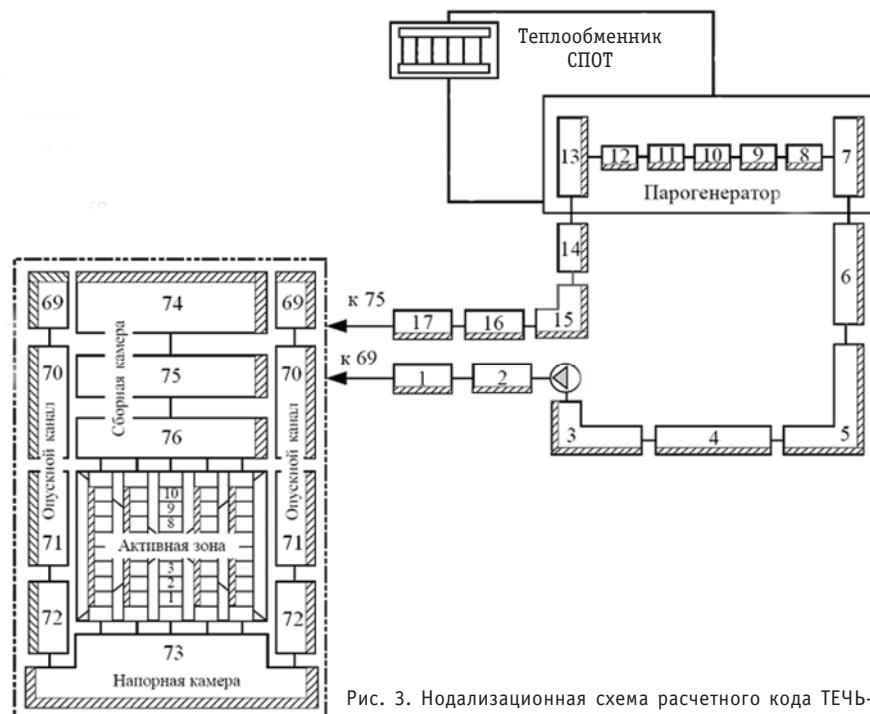


Рис. 3. Нодализационная схема расчетного кода ТЕЧЬ-М

зоны 0,7 МВт. Эти параметры весьма условны и приняты для того, чтобы сократить время перехода от стационарного состояния до интересующего нас периода.

Значение давления в 30 задается таблично таким образом, чтобы давление на входе в модель ПГ было близко к значению давления в эксперименте. Мощность СПОТ устанавливалась таблично равной экспериментальной.

В экспериментах с парогазовой смесью рассматривается процесс отравления трубного пучка парогенератора, когда в 76-й элемент сборной камеры реактора (СКР) подаются неконденсирующиеся газы азот и гелий с постоянным расходом. Значения расходов газов подбираются таким образом, чтобы обеспечить на входе в горячую нитку трубопровода (элемент 17) концентрацию неконденсирующихся газов, соответствующую экспериментальной.

Алгоритм расчета экспериментов с отводом парогазовой смеси отличается от алгоритма расчета экспериментов с отравлением ПГ тем, что через 1000 с расчетного процесса открывается сдувка ПГС из холодного коллектора ПГ (элемент 7). Расход сдувки соответствует экспериментальному.

При моделировании экспериментов, проведенных методом стационарных состояний, расчетный процесс условно разбивается на два этапа: первый продолжительностью 6000 с, когда модель находится в стационарном состоянии и в СКР не поступают неконденсирующиеся газы, и заключительный этап длительностью 6000 – 20000 с, когда осуществляется подача неконденсирующихся газов в СКР. На протяжении всего времени расчета из холодного коллектора модели ПГ осуществляется сдувка ПГС с расходом, соответствующим экспериментальному. В конце расчетного процесса модель достигает стационарного состояния.

РАСЧЕТНЫЙ КОД КОРСАР/ГП

КОРСАР/ГП предназначен для численного моделирования динамики реакторных установок с ВВЭР в режимах нормальной эксплуатации, в режимах с наруше-

ниями в работе оборудования первого и второго контуров, в проектных и запроектных авариях, а также для моделирования теплогидравлических экспериментальных установок и стендов с водяным теплоносителем.

Код KORCSAP/GP базируется на двухжидкостной модели нестационарной контурной теплогидравлики и имеет модульную структуру функционального наполнения. Данная структура обеспечивает с помощью сервисных программных средств возможность формирования и решения задачи в идеологии гибкой топологической схемы, т.е. возможность расчета реакторных и других теплоэнергетических установок с произвольными составом и компоновкой оборудования в пределах области применения кода без его перетрансляции на персональный компьютер.

При проведении расчетов по расчетному коду KORCSAP/GP использовалась нодализационная схема, представленная на рис. 4. Точкими на схеме показаны места задания местных гидравлических сопротивлений.

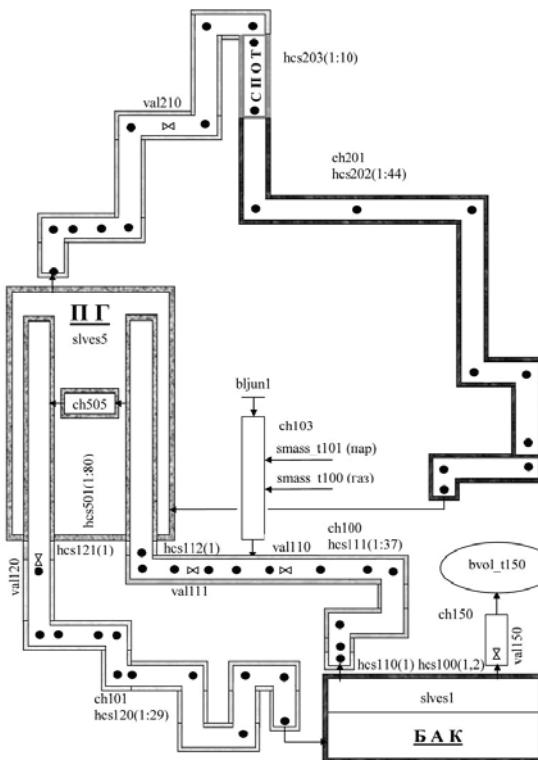


Рис. 4. Нодализационная схема расчетного кода KORCSAP/GP

При проведении расчетов бак Б3 стенда ГЕ2М-ПГ представлен элементом *slves* (пароводяной сосуд под давлением). Также элементом *slves* моделировался и парогенератор стенда. Трубопроводы первого и второго контуров стенда моделировались элементом *ch*. Тепловая конструкция *hcs* позволяет делать расчеты полей температур в твердом теле и задавать энерговыделения в объеме тела. Дренажи из трубопроводов, сдувка из холодного коллектора, а также задание расходов пара и газа задавались элементами *smass_t*, которые предназначены для задания расходов и энтальпий фаз среды, подаваемой в расчетную ячейку или забираемой из нее. Теплообмен на внешних поверхностях трубопроводов и оборудования стенда задавался граничным условием по теплообмену *BHEAT*. Тепло, отбиравшее теплообменником СПОТ, задавалось элементом *qfl*.

РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТНОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ

Для проведения посттестовых расчетов и верификации расчетных кодов ТЕЧЬ-М и KORCAP/ГП в части моделирования теплообмена в модели парогенератора при низких тепловых потоках в присутствии неконденсирующихся газов и без них использовались результаты экспериментов, проведенных на стенде ГЕ2М-ПГ. Основные параметры опытов приведены в табл. 1.

Таблица 1

Параметры экспериментов, использовавшихся для верификации кодов

Номер опыта	Давление в первом контуре, МПа	Температура в первом контуре, °C	Концентрация неконденсирующихся газов		Величина сдувки ПГС из ПГ, л/с
			Азот, г/кг	Гелий, г/кг	
126/1-4	0,368	140,6	–	–	–
145/1-3	0,361	139,9	–	–	–
135	0,371	140,9	2,095	0,047	–
137	0,374	141,2	2,087	0,043	0,208
201	0,361	140,0	0,462	0,032	0,208

Были использованы экспериментальные результаты, полученные на всех четырех этапах исследования: опыты без газа, эксперименты с подачей неконденсирующихся газов (со сдувкой и без сдувки парогазовой смеси из модели ПГ) и опыты, проведенные методом стационарных состояний.

На рисунке 5 приведено сравнение расчетных величин конденсационной мощности со значениями, полученными в экспериментах без неконденсирующихся газов, в зависимости от температурного напора. Осредняющие линии соответствуют расчетным зависимостям, полученным при вычислениях по кодам. По сути эти зависимости являются характеристикой конденсационной способности парогенератора. Расчетные данные показывают удовлетворительное совпадение с экспериментальными результатами, полученными на модели парогенератора стенда ГЕ2М-ПГ.

Для расчета теплоотдачи при кипении по коду ТЕЧЬ-М использовались две расчетные зависимости. При значениях плотности теплового потока q больше 10^5 Вт/м² использовалась формула [7]

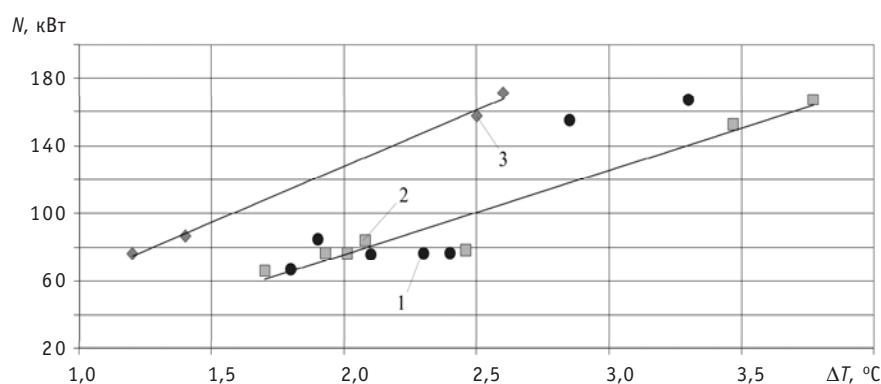


Рис. 5. Сравнение расчетной и экспериментальной величин конденсационной мощности модели парогенератора при подаче чистого пара: 1 – эксперимент; 2 – расчет по коду ТЕЧЬ-М; 3 – расчет по коду KORCAP/ГП

$$\alpha = \sqrt{\alpha_{\text{конв}}^2 + \alpha_{60}^2 + 7 \cdot 10^{-9} \cdot \left(\frac{\omega \cdot \rho' \cdot (i'' - i')}{q} \right)^{3/2} \cdot \alpha_{60}^2}, \quad (1)$$

где $\alpha_{\text{конв}}$ – значение коэффициента теплоотдачи, определенное по формулам конвективного теплообмена; α_{60} – значение коэффициента теплоотдачи при кипении в большом объеме по формуле [7]

$$\alpha_{60} = 3 \cdot 1,163 \cdot \left(\frac{q}{1,163} \right)^{0.7} \cdot \left[\left(\frac{P}{98066,5} \right)^{0.14} + 0,000183 \cdot \left(\frac{P}{98066,5} \right)^2 \right], \quad (2)$$

где q – плотность теплового потока, Вт/м²; P – давление, Па.

Однако зависимость (2) некорректно описывает процессы, имеющие место при работе парогенератора в конденсационном режиме, характеризующемся значительно более низкими величинами тепловых потоков. Поэтому на основании анализа экспериментальных данных, полученных на стенде ГЕ2М-ПГ, была произведена корректировка программного модуля кода ТЕЧЬ-М. Суть корректировки состоит в реализации двух положений:

- при тепловых потоках менее 10 кВт/м² теплоотдача определяется механизмом свободной конвекции;
- в зависимости от состояния поверхности различия в значениях коэффициентов теплоотдачи могут достигать $\pm 35\%$, при этом устойчивая зависимость коэффициента теплоотдачи от теплового потока проявляется при потоках выше 150–200 кВт/м².

Для определения коэффициента теплоотдачи в условиях свободной конвекции в программном комплексе ТЕЧЬ-М при малых значениях комплекса Gr-Pr ($10^3 < \text{Gr} \cdot \text{Pr} < 10^6$) использовано соотношение из [8]

$$\alpha_{\text{конв}} = 0,105 \frac{\lambda}{d} (\text{Gr} \cdot \text{Pr})^{1/3}. \quad (3)$$

Данная формула используется при значениях тепловых потоков ниже 10^4 Вт/м². При тепловых потоках ниже 10^5 Вт/м² значение коэффициента теплоотдачи определяется методом линейной интерполяции по значению удельного теплового потока между значениями, полученными при свободной конвекции, и значениями, полученными по формуле (1).

Из рисунка 5 видно, что скорректированная зависимость достаточно хорошо описывает экспериментальные данные.

Основным критерием для сравнительного анализа экспериментальных и расчетных результатов, полученных в опытах с подачей неконденсирующихся газов, являлось изменение конденсационной мощности модели парогенератора в зависимости от времени. Результаты сравнения расчетных и экспериментальных величин $N_{\text{кон}}$ в экспериментах №№ 135, 137 и 201 представлены на рис. 6–8.

Из рисунков видно удовлетворительное совпадение результатов расчетов по кодам ТЕЧЬ-М и КОРСАР/ГП с экспериментальными данными. По результатам верификации и посттестрасчетов можно сделать вывод о достоверном предсказании расчетными кодами работы модели парогенератора ВВЭР в конденсационном режиме.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

1. Выполнено расчетно-экспериментальное исследование работы модели парогенератора ВВЭР в конденсационном режиме при запроектной аварии.

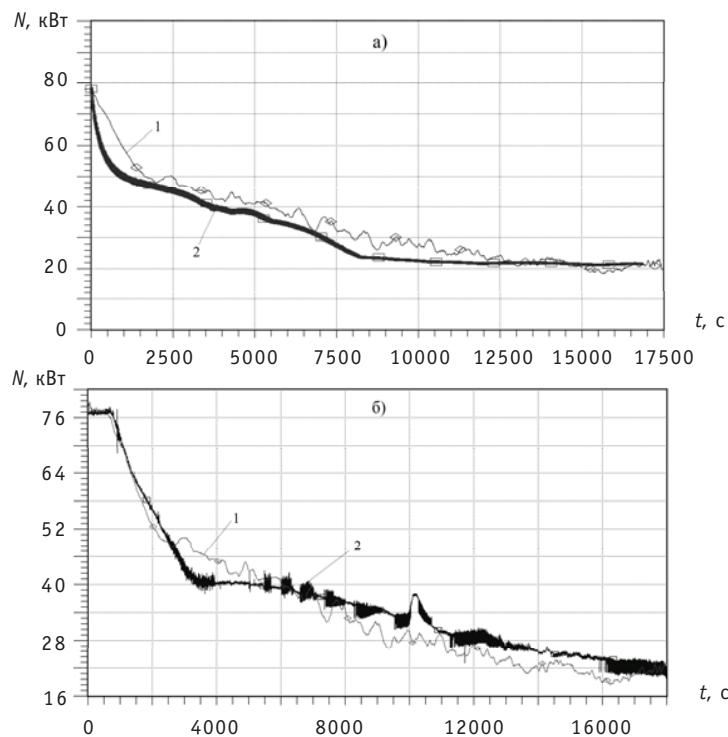


Рис. 6. Конденсационная мощность модели парогенератора в эксперименте №135: 1 – эксперимент; 2 – расчет; а) – расчет по коду ТЕЧЬ-М; б) – расчет по коду КОРСАР/ГП

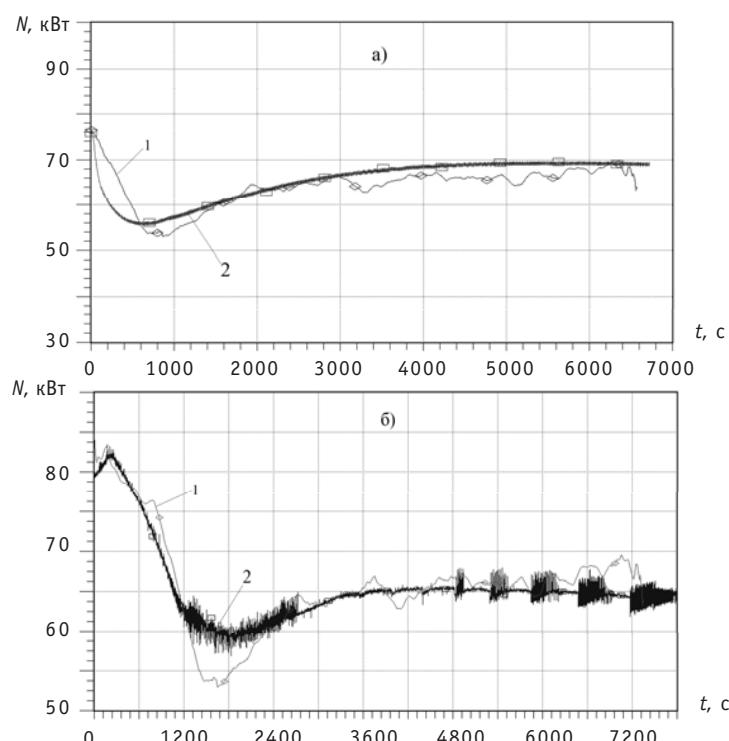


Рис. 7. Конденсационная мощность модели парогенератора в эксперименте № 137: 1 – эксперимент; 2 – расчет; а) – расчет по коду ТЕЧЬ-М; б) – расчет по коду КОРСАР/ГП

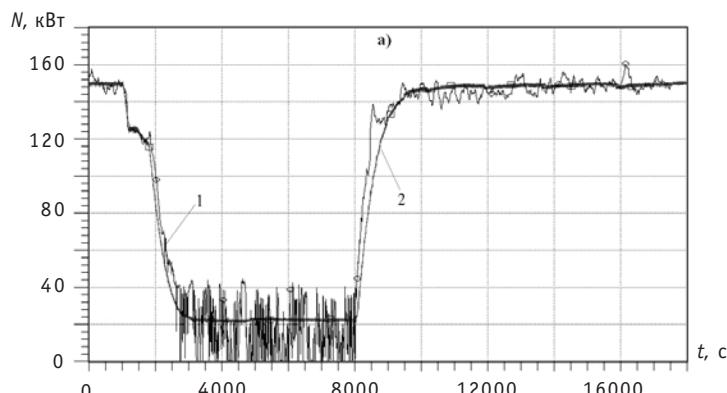


Рис. 8. Конденсационная мощность модели парогенератора в эксперименте №201, расчет по коду KORCAPP/GP: 1 – эксперимент; 2 – расчет

2. На стенде ГЕ2М-ПГ проведены эксперименты, которые позволили определить основные характеристики работы парогенератора ВВЭР в режиме конденсации на чистом паре и с наличием неконденсирующихся газов.
3. Посттестовые расчеты с помощью кодов КОРСАР/ГП и ТЕЧЬ-М показали, что математические модели, заложенные в коды, позволяют моделировать процессы тепло- и массообмена при конденсации пара и парогазовой смеси в трубчатке модели парогенератора реактора ВВЭР.

Литература

1. Калякин С.Г., Ремизов О.В., Таранов Г.С. и др. Экспериментальное исследование влияния неконденсирующихся газов на работу парогенератора ВВЭР в конденсационном режиме//Международный конгресс по достижениям в области АЭС ICAPP 08 (8-12 июня 2008 г.): Сб. трудов. – Анахайм, Калифорния, США, 2008. (CD-ROM).
2. Зайцев А.А., Калякин Д.С., Лукьянов А.А. и др. Расчетно-экспериментальное исследование влияния неконденсирующихся газов на работу модели парогенератора ВВЭР в конденсационном режиме при запроектной аварии//Известия вузов. Ядерная энергетика – 2010. – № 4. – С. 172-182.
3. Беркович В.М., Копытов И.И., Таранов Г.С. и др. Особенности проекта АЭС нового поколения с реактором ВВЭР-1000 повышенной безопасности//Теплоэнергетика. – 2005. – № 1. – С. 9-15.
4. Кориунов А.С., Таранов Г.С. Использование пассивных технологий обеспечения безопасности в проекте НВАЭС-2. Пути совершенствования пассивных технологий для исключения тяжелых аварий//Сборник докладов VI Международной научно-технической конференции «Безопасность, эффективность и экономика атомной энергетики». – Москва, 2008.
5. Калякин С.Г., Ремизов О.В., А.В. Морозов и др. Обоснование проектных функций системы пассивного залива ГЕ-2 усовершенствованного проекта АЭС с реактором ВВЭР//Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2003. – № 2. – С. 94-101.
6. Борисов С.Л., Борисов Л.Н., Филь Н.С. и др. Валидация программы ТЕЧЬ-М-97 по результатам эксперимента с большой течью на крупномасштабном стенде с ядерным нагревом//IV Международная научно-техническая конференция «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР» (Подольск, 23-25 мая 2005 г.): Сб. докладов. – Подольск: ОКБ «Гидропресс», 2005. (CD-ROM).
7. Андреевский З.Л., Боришанский В.М. и др//Труды ЦКТИ. – 1971. – Вып. 108.
8. Михеев М.А., Михеева И.М. Основы теплопередачи. – М.: Энергия, 1973. – С. 106.

Поступила в редакцию 14.03.2012

РАСЧЕТ ТЕПЛООТДАЧИ В СЕМИСТЕРЖНЕВОМ ПУЧКЕ ТВЭЛОВ ПРИ СВЕРХКРИТИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРАХ ТЕПЛОНОСИТЕЛЯ

И.А. Чусов, А.С. Шелегов, В.И. Слободчук, В.Ф. Украинцев
Обнинский институт атомной энергетики НИЯУ МИФИ г. Обнинск



Приведены результаты численного расчета теплогидравлики семистержневой тепловыделяющей сборки при сверхкритических параметрах теплоносителя. Расчет проведен в соответствии с данными эксперимента ГНЦ РФ-ФЭИ на модельном теплоносителе – фреон-12. Приводится сравнение результатов расчета и данными эксперимента.

Ключевые слова: сборка стержней, сверхкритические параметры, экспериментальная установка, экспериментальные данные, расчетная модель, линии тока, распределение давления, дистанционирующая решетка, распределение температур.

Key words: electroheated rod assembly, supercritical parameters, experimental installation, experimental data, calculation model, stream line, pressure distribution, spacer grid, temperature distribution.

ВВЕДЕНИЕ

К настоящему времени расчет интенсивности теплообмена при сверхкритических параметрах теплоносителя исчерпывается геометрией круглых труб [1, 2], что, несмотря на неплохое совпадение данных расчета и эксперимента, не позволяет сделать однозначного вывода о пригодности современных CFD-кодов к расчету течений в пучках стержней. Вместе с тем, именно эта задача является одной из первоочередных в связи с началом исследовательских работ над новой концепцией ядерных реакторов со сверхкритическими параметрами.

Сложность, трудоемкость и высокая стоимость проведения экспериментов с пучками стержней на сверхкритике являются, видимо, главными сдерживающими факторами при проведении опытных работ. Однако экспериментальные работы [3, 4], выполненные в ГНЦ РФ-ФЭИ под руководством П.Л. Кириллова и являющиеся пионерскими в этой области, позволяют провести верификацию одного из расчетных кодов – ANSYS-CFX.

КРАТКОЕ ОПИСАНИЕ ЭКСПЕРИМЕНТА

Экспериментальное исследование проводилось на модельной сборке, конструкция которой приведена на рис. 1. Основной целью эксперимента являлось ис-

© И.А. Чусов, А.С. Шелегов, В.И. Слободчук, В.Ф. Украинцев, 2012

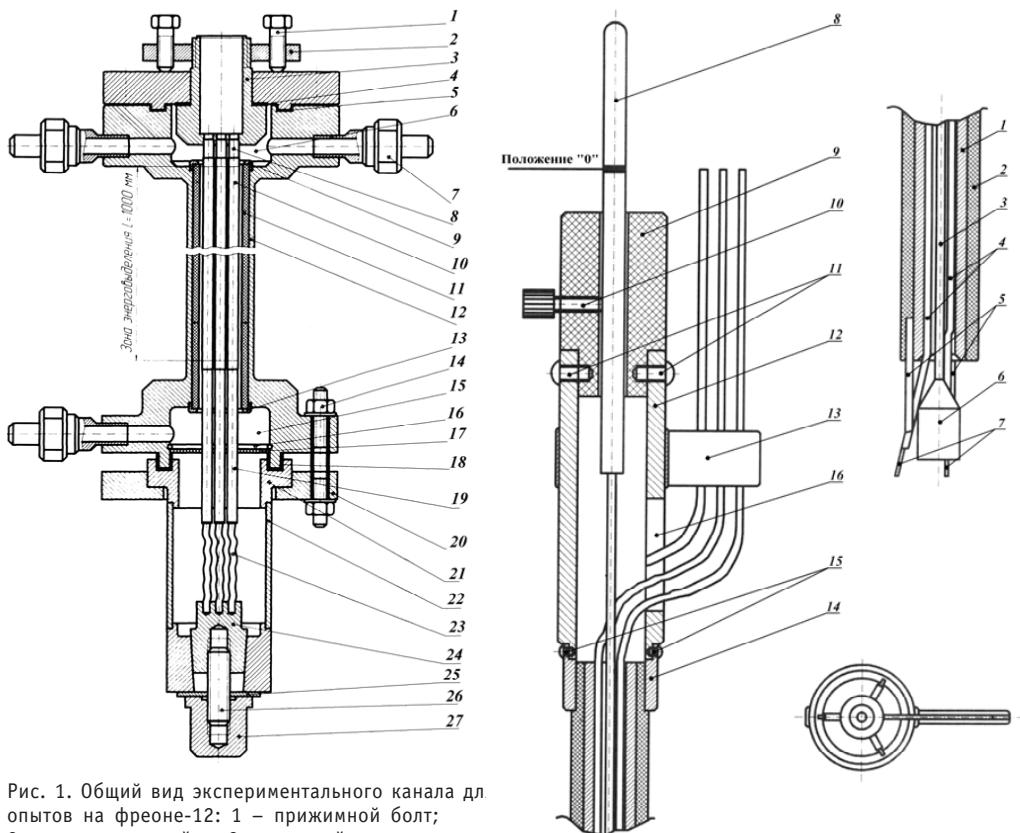


Рис. 1. Общий вид экспериментального канала дл. опытов на фреоне-12: 1 – прижимной болт; 2 – прижимная гайка; 3 – верхний токоподвод; 4 – медная прокладка; 5; 18 – изоляторы; 6 – верхняя камера; 7 – штуцер; 8 – медная трубка-вставка; 9, 13 – прижимные кольца; 10 – имитаторы твэлов; 11 – керамические втулки; 12 – корпус экспериментального канала; 14 – шпилька; 15 – нижняя камера; 16 – стопорное кольцо; 17 – тефлоновый дистанционатор; 19 – медные стержни; 20 – нижний фланец; 21 – проставка; 22 – стакан; 23 – гибкие токоподводы; 24 – конус; 25 – прокладка; 26 – шпилька; 27 – гайка

Рис. 2. Конструкция термометрического подвижного зонда для измерения температуры оболочки модели твэла. 1 – трубка термозонда; 2 – изолятор; 3 – тяга; 4 – капилляры термопар; 5 – лепестки; 6 – конус; 7 – термопары; 8 – шток; 9 – фиксатор; 10 – стопорный болт; 11, 15 – соединительные болты; 12 – корпус термозонда; 13 – флагок; 14 – переходник; 16 – прорезь для вывода термопар

следование теплообмена при сверхкритических параметрах теплоносителя на сегментарной сборке с диаметром трубок (имитаторы твэлов) $\varnothing 9,5 \times 0,6$ мм, шагом решетки 11,29 мм и длиной обогреваемой части 1000,0 мм. Модельная сборка выполнена из нержавеющей стали 1Х9Н10Т.

В качестве рабочего тела использовался фреон-12 ($T_{\text{кр}} = 112^\circ\text{C}$, $P_{\text{кр}} = 4,1$ МПа), что позволило значительно снизить рабочие давление и температуру по сравнению с водой. Методика проведения экспериментов на фреоне-12 при СКД основана на теории подобия и рассмотрена в работе [5]. Дистанционирование имитаторов твэлов осуществлено тремя дистанционирующими решетками. Первая и третья решетки устанавливались в начале и конце твэльного пучка, а вторая – в его середине (на расстоянии ≈ 500 мм от входа). Конструкция центральной трубы, являющейся измерительным каналом, с установленными в ней тремя термопарами представлена на рис. 2. Подвод и отвод теплоносителя производился через штуцеры с внутренним диаметром 20 мм. Наружная труба рабочего участка $\varnothing 48 \times 4$ мм – нержа-

веющая сталь 1Х9Н10Т. Эквивалентный гидравлический диаметр модельной сборки равен 4,69 мм.

Измерение температуры теплоносителя проводилось на выходе из зоны обогрева по центрам межканальных ячеек (рис. 4г) в которых были установлены кабельные ТХК микротермопары. Индивидуальная градуировка термопар позволила обеспечить погрешность $\pm 0,3\text{--}0,5^\circ\text{C}$ в диапазоне температур от 0 до 300°C . С целью уменьшения показателя тепловой инерции (до 0,1 с) толщина рабочего участка термопары была уменьшена до 0,5 мм.

Давление на входе и выходе из рабочего участка измерялось с использованием преобразователей типа «Сапфир 22ДИ» с классом точности 0,25. Общий перепад давления на имитаторе сборки измерялся аналогичными преобразователями. Для всех датчиков давления проводилась индивидуальная градуировка с погрешностью не хуже 0,5–1,0%.

Расход теплоносителя измерялся расходомерными шайбами в комплекте с преобразователем разности давлений типа «Сапфир-22 ДД». Расходомер градуировался на воде объемно-временным методом с погрешностью измерения 0,11%. Апрокси-мационные зависимости для расхода имели относительную погрешность 0,4%.

Всего было выполнено 19 серий экспериментов. На рисунке 3 представлены в графическом виде экспериментальные данные всех выполненных измерений. Серии №8 и №12 на рисунке не показаны, поскольку часть точек входящих в них выходит за пределы погрешности эксперимента – 3σ . Эксперименты проводились с разными расходами рабочего тела ($\approx 600\text{--}1650 \text{ кг/ч}$) и на различных уровнях подводимой мощности (2,0–25 кВт).

Из рисунка хорошо видно, что в области установки третьей дистанционирующей решетки наблюдается значительное увеличение безразмерной температуры. Выяснение причины такого «нефизического» ее поведения заняло достаточно много времени и, по мнению авторов, сводится к двум основным причинам:

1) локальные загрязнения поверхностей имитаторов твэлов (разборка выходной камеры рабочего участка показала наличие отложений именно в области тре-

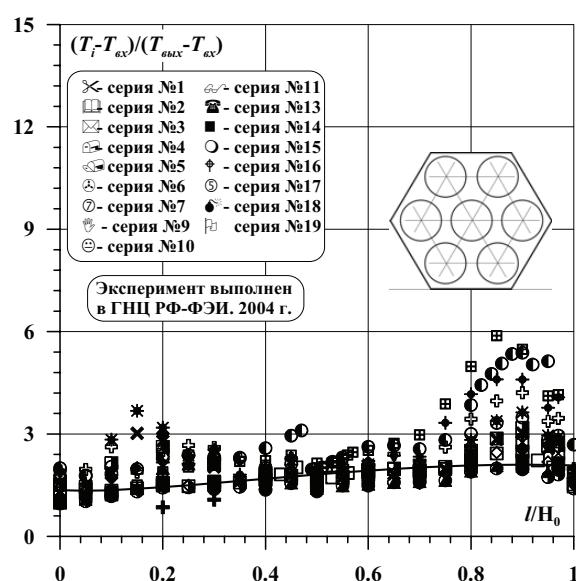


Рис. 3. Распределение температуры на внутренней поверхности твэлов при докритических и сверхкритических параметрах теплоносителя для всех режимных параметров

тьей дистанционирующей решетки; судя по всему, в силу конструктивного исполнения явалась своеобразным фильтром-ловушкой);

2) сильная затесненность выходной камеры рабочего участка (рис. 9а–г хорошо иллюстрируют это соображение – в области выходной камеры наблюдается вихреобразование не только на входе в камеру, но и в ней самой, что локально значительно ухудшает процесс теплообмена).

ПОСТРОЕНИЕ РАСЧЕТНОЙ МОДЕЛИ И МЕТОДОЛОГИЯ ПРОВЕДЕНИЯ РАСЧЕТОВ

Расчетная модель строилась в соответствии с геометрическими параметрами модельной сборки, использованной при проведении эксперимента (рис. 4а, б). Моделировались входная и выходная камеры, проточная часть сборки и трубы токоподводов (рис. 5а, б). Трехмерная векторная твердотельная расчетная модель строилась стандартными средствами ANSYS-CFX [6]. Общее число расчетных элементов (октайдеров) было равно ≈ 800000 . Построение расчетной сетки велось со сгущением узлов в окрестности имитаторов твэлов (рис. 5в, г). При моделировании входной камеры входящий в нее трубопровод брался достаточно протяженным с целью обеспечения на входе в нее развитого турбулентного течения. Аналогичным образом моделировалась выходная часть рабочего участка.

Расчет проводился на основании решения уравнений Рейнольдса с использованием k - ϵ -модели турбулентности со стандартным набором констант без применения пристенных функций. Расчеты были проведены для трех режимов с докритическими параметрами теплоносителя и двенадцати режимов со сверхкритическими параметрами. Ускоряющие коэффициенты Либмана для трех составляющих скорости, давления и температуры брались заданными по умолчанию. Расчет считался законченным, если относительная ошибка в оценке величины давления не превосходила $5 \cdot 10^{-6}$.

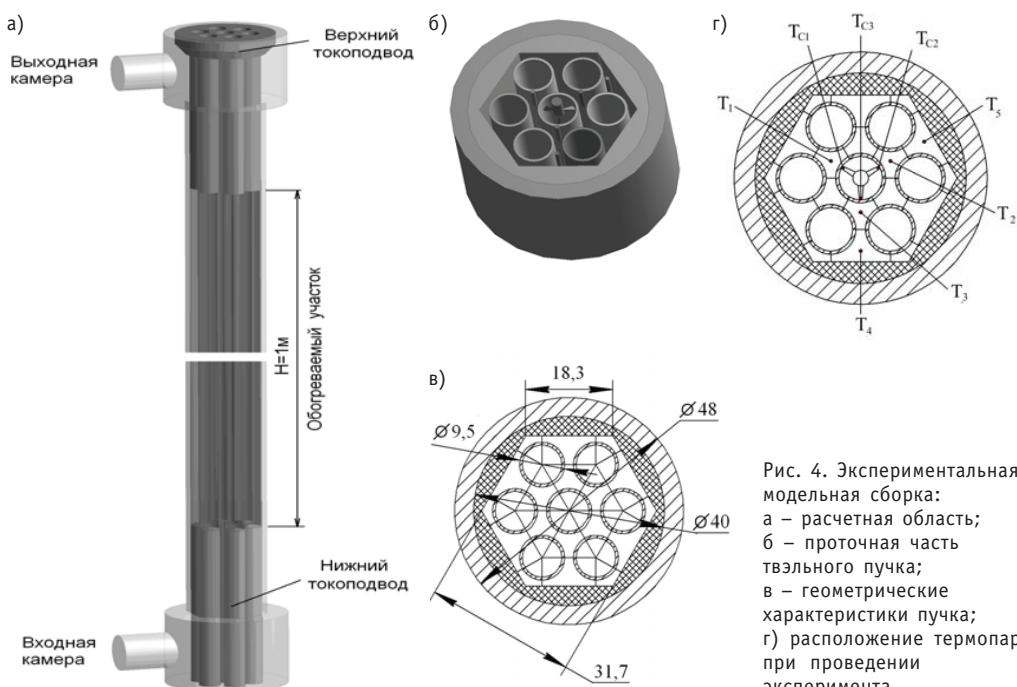


Рис. 4. Экспериментальная модельная сборка:
а – расчетная область;
б – проточная часть твэльного пучка;
в – геометрические характеристики пучка;
г) расположение термопар при проведении эксперимента

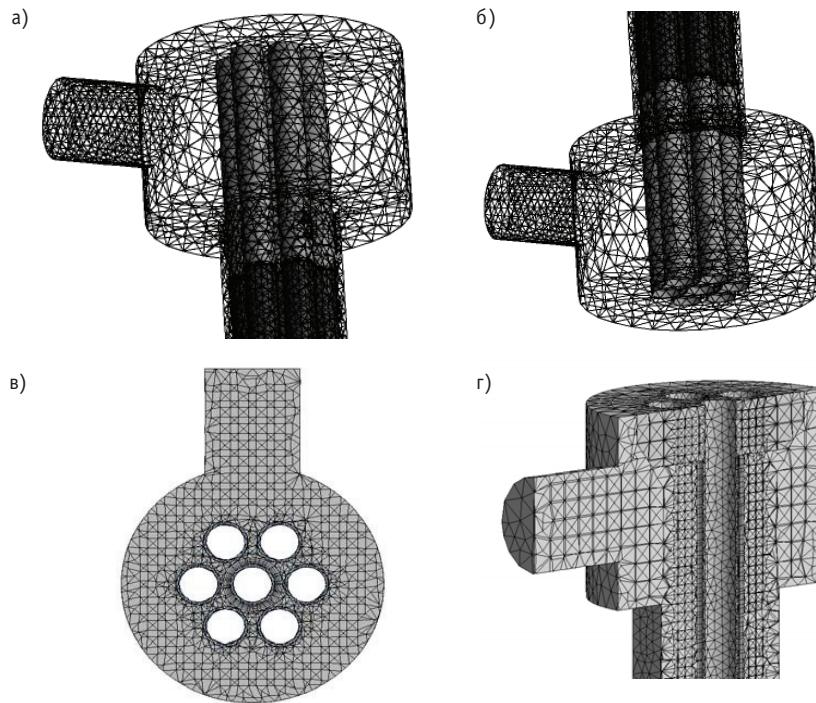


Рис. 5. Расчетная модель и расчетная сетка: а) – выходная камера рабочего участка; б) – входная камера рабочего участка; в) – поперечный разрез входной камеры; г) – продольный разрез выходной камеры

РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТА

На рисунке 6 показано распределение температуры на внутренней поверхности центрального твэла (измерительного зонда) при обтекании сборки теплоносителем с докритическими параметрами.

Из рисунка хорошо видно, что в области течения от первой до второй дистанционирующих решеток расчетный код дает заниженное значение температуры стенки.

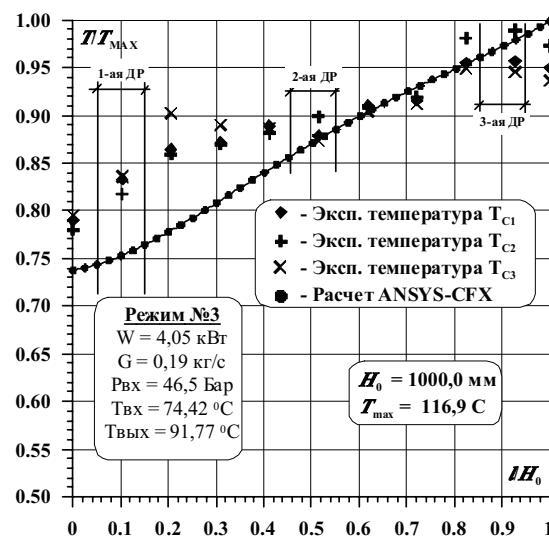


Рис. 6. Распределение температуры на внутренней поверхности твэла при докритических параметрах теплоносителя

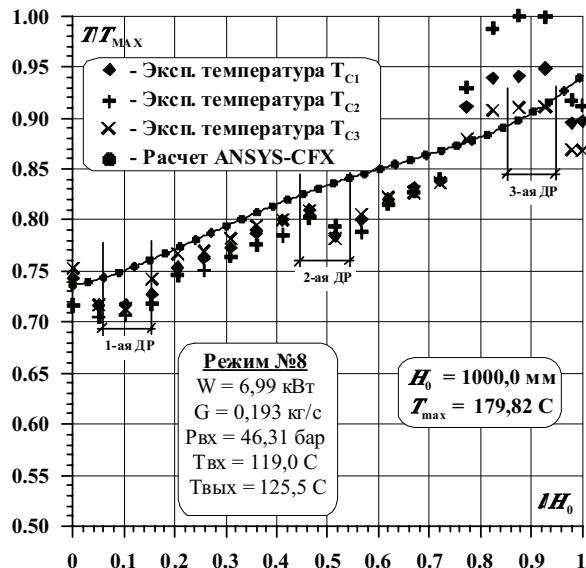


Рис. 7. Распределение температуры на внутренней поверхности твэла при сверхкритических параметрах теплоносителя

На рисунке 7 приведено распределение температуры на внутренней поверхности центрального твэла (измерительного зонда) при движении теплоносителя со сверхкритическими параметрами. Из рисунка хорошо видно, что в области расположения дистанционирующих решеток №1 и №2 наблюдается значительное снижение температуры оболочки центрального твэла, что является вполне «физическим», поскольку дистанционирующая решетка, в общем случае, улучшает теплообмен в твэльном пучке, способствуя более интенсивному перемешиванию потока и увеличивая поверхность теплоотдачи. Однако в области расположения дистанционирующей решетки №3 такого эффекта не наблюдается, более того, средняя температура в этой области значительно увеличивается. Объяснить этот эффект можно, видимо, только влиянием на поток теплоносителя сильно затесненной проточной части выходной камеры.

Отметим, что отсутствие «реакции» численного решения на наличие в потоке дистанционирующих решеток объясняется тем, что при построении векторной модели полагалось их отсутствие.

Сравнение результатов численного расчета с экспериментальными данными при дальнейшем увеличении мощности показано на рис. 8. Как и следовало ожидать, увеличение мощности приводит к более значительному влиянию дистанционирующих решеток на структуру потока, увеличивая градиент температуры в местах их расположения. Особенно сильно это заметно в областях расположения решеток №2 и №3.

Отметим также, что увеличение мощности приводит к расширению «зоны влияния» решеток. В целом следует отметить хорошее согласие результатов расчета и данных эксперимента.

На рисунке 9 показана полученная расчетным путем картина линий тока во входной и выходной камерах рабочего участка. Из рисунков 9а и б видно, что вход в рабочий участок и выход из него сопровождается закруткой потока и вихреобразованием, что объясняется их конструкцией. Как хорошо видно из рис. 9а, поток теплоносителя, попадая во входную камеру, разделяется на две части, огибает твэльный пучок и образует два вихря в ее задней части. Это обстоятельство приводит к увеличению длины начального участка и закрутке потока в целом.

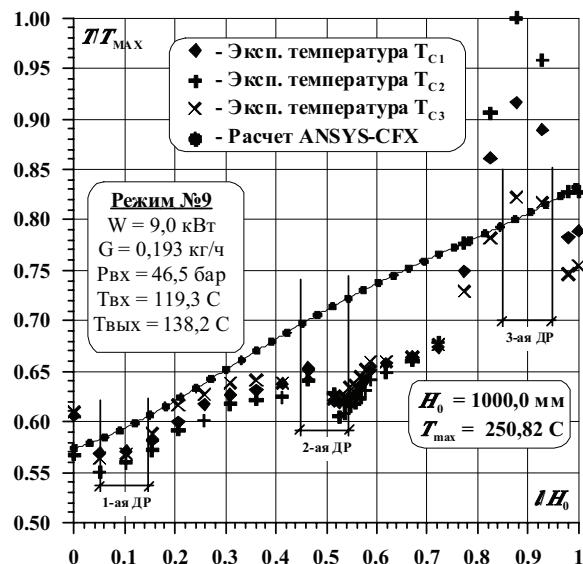


Рис. 8. Распределение температуры на внутренней поверхности твэла при сверхкритических параметрах теплоносителя

Последнее соображение хорошо иллюстрируется рис. 9б. На нем хорошо видно, что в области выходной камеры, в районе необогреваемого участка твэльного пучка, восходящий поток теплоносителя имеет вращательную составляющую скорости, что объясняется кроме того, и сильной затесненностью верхней камеры. Картинки линий тока, приведенные на рис. 9в и г, также иллюстрируют факт сильного влияния входной и выходной камер.

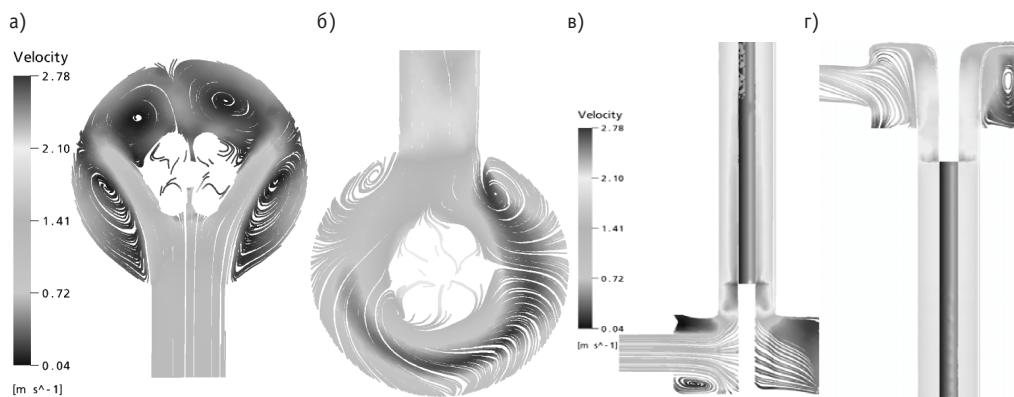


Рис. 9. Картина линий тока: а) – нижняя камера; б) – верхняя камера; в) – нижняя камера вид сбоку; г) – верхняя камера вид сбоку

ВЫВОДЫ

Выполненные расчеты позволяют сделать следующие выводы:

- в опытах достаточно сильно проявляется влияние верхней и нижней камер на движение теплоносителя в твэльном пучке; по мнению авторов, уменьшить их влияния можно было бы удлинением медных стержней (поз. 19 рис. 1);
- данные расчета и эксперимента для докритического режима течения фреона-12 хорошо совпадают в области за второй дистанционирующей решеткой;

- расчетный код удовлетворительно описывает экспериментальные данные.
- «аномальное» распределение температур в районе третьей дистанционирующей решетки можно объяснить влиянием сильно затесненной верхней камеры.

Литература

1. *Cheng X, Kuang B, Yang Y.H.* Numerical analysis of heat transfer in supercritical water cooled flow channel//Nuclear Engineering and Design. – 2007. – 237. – P. 240-252.
2. *Misawa N., Yoshida H., Tamai H., Takase K.* Numerical analysis of heat transfer test of supercritical water in a tube using the three-dimensional two-fluid model code/Proceedings of the 16th International Conference on Nuclear Engineering. ICONE16-48690 (May 11-15, 2008, Orlando, Florida, USA).
3. *Кириллов П.Л., Опанасенко А.Н., Пометъко Р.С., Шелегов А.С.* Экспериментальное исследование теплообмена на пучке стержней при сверхкритических параметрах фреона-12/Препринт ФЭИ-3075, 2006.
4. *Пометъко Р.С., Опанасенко А.Н., Шелегов А.С.* Теплообмен при сверхкритических параметрах теплоносителя в пучке стержней//Известия вузов. Ядерная энергетика. – 2010. – № 2. – С. 142.
5. *Горбань Л.М., Пометъко Р.С., Хрящев О.А.* Моделирование теплоотдачи на воде сверхкритического давления фреоном/Препринт ФЭИ-2110. – Обнинск: ФЭИ, 1990.
6. Официальный сайт: www.ansys.com.

Поступила в редакцию 12.10.2011

ЗАЩИТА ПОВЕРХНОСТИ СТАЛИ ПРИ ИСПОЛЬЗОВАНИИ ФРЕОНОВ В АЭС ТИПА «БРЕСТ»

**Е.А. Орлова*, В.В. Алексеев*, В.Г. Жмурин*, С.А. Загребаев*,
М.А. Орлов**, Я.Н. Ширшов**, А.Н. Волов*, И.Ю. Торбенкова*,
П.И. Тычинский** М.С. Арсентьев***, Е.Ю. Прохорова****

*ГНЦ РФ-Физико-энергетический институт им. А.И. Лейпунского, г. Обнинск

**Московский государственный университет имени М.В. Ломоносова, г. Москва

***Обнинский институт атомной энергетики НИЯУ МИФИ, г. Обнинск



Показана принципиальная возможность формирования защитного покрытия из MgF_2 на сталях ферритно-мар滕ситного и аустенитного классов при их контакте с жидким магнием и газообразным тетрафторидом кремния SiF_4 . Изгиб образцов сталей на 135° не привел к растрескиванию поверхности пленки, что свидетельствует о пластичности и плотном сцеплении покрытия из MgF_2 с поверхностью стали.

Ключевые слова: фреоны, фторид магния, тетрафторид кремния, техногенные отходы.

Key words: freons, magnesium fluoride, silicon tetrafluoride, technogenic waste.

Применение фторсодержащего фреона в качестве теплоносителя во втором контуре реакторных установок на быстрых нейтронах с тяжелым (свинцовым) жидкокометаллическим теплоносителем типа БРЕСТ позволяет существенно снизить в нем давление и тем самым повысить безопасность реакторных установок. Однако существует возможность уменьшения стабильности фреона, находящегося в контакте с кремнистой сталью, применяемой для теплообменного оборудования таких реакторных установок, а также обеднения поверхности стали по кремнию вследствие образования газообразного соединения SiF_4 . Для предотвращения взаимодействия кремния, содержащегося в стали, с фреоном предложен метод формирования на поверхности стали защитного покрытия из MgF_2 . Метод позволяет формировать фторидные покрытия на поверхности сталей ферритно-мартенситного и аустенитного классов.

На основании термодинамического расчета с использованием стандартных значений характеристик индивидуальных веществ [1–4] показано, что изменение изобарно-изотермического потенциала реакций фреонов с MgF_2 имеет положительное значение, т.е. покрытия из фторида магния устойчивы в контакте с фреонами в интервале температур 300–1000 К. Реакция образования фторида магния при взаимодействии Mg и SiF_4 имеет отрицательное значение изобарно-изотерми-

© Е.А. Орлова, В.В. Алексеев, В.Г. Жмурин, С.А. Загребаев, М.А. Орлов, Я.Н. Ширшов, А.Н. Волов, И.Ю. Торбенкова, П.И. Тычинский, М.С. Арсентьев, Е.Ю. Прохорова, 2012

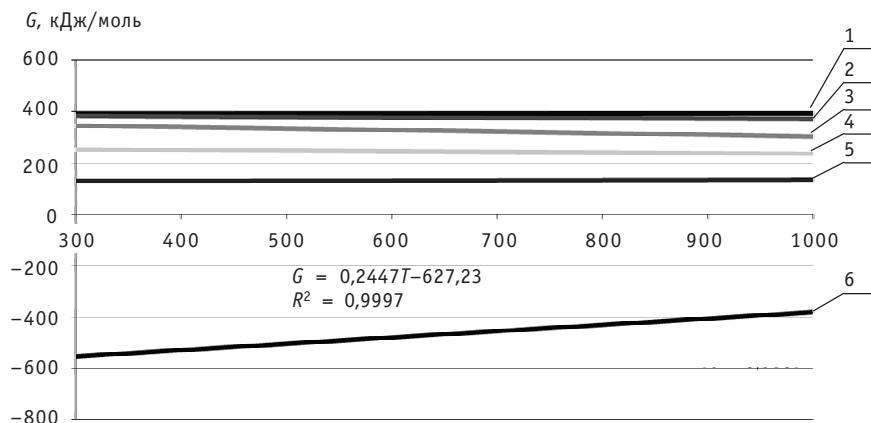


Рис. 1. Изменение изобарно-изотермического потенциала реакций образования MgF_2 из магния и тетрафторида кремния и взаимодействия фторида магния с фреонами: 1 – $1/2MgF_2 + C_2Cl_3 = C_2F_2Cl_2 + 1/2Mg + 1/2Cl_2$; 2 – $MgF_2 + CFCl = CF_3Cl + Mg$; 3 – $1/2MgF_2 + CFCl_3 = CF_2Cl_2 + 1/2Mg + 1/2Cl_2$; 4 – $1/2MgF_2 + CFCl = CF_2Cl + 1/2Mg$; 5 – $1/2MgF_2 + CF_2Cl = CF_3Cl + 1/2Mg$; 6 – $2Mg + SiF_4 = 2MgF_2 + Si$

ческого потенциала, т.е. существенно смещена в сторону образования MgF_2 (рис. 1). Соединение MgF_2 устойчиво против взаимодействия с кислородом.

В работах [5, 6] представлены результаты исследований по формированию на стальных в атмосфере SiF_4 покрытия MgF_2 с предварительно нанесенным слоем магния. Они показали, что не весь нанесенный слой магния вступает во взаимодействие с SiF_4 , и под покрытием из MgF_2 наблюдается подслой из чистого магния. В настоящей работе разработан метод, позволяющий наносить покрытие из MgF_2 без предварительного формирования подслоя из магния.

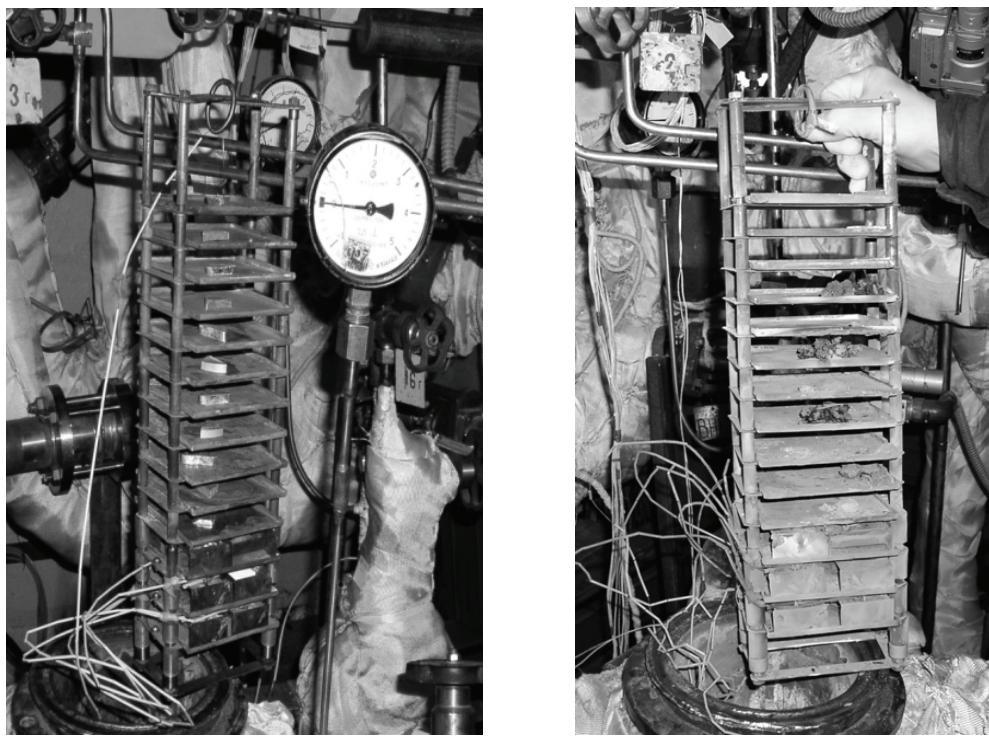
Исследования взаимодействия Mg с SiF_4 , а также нанесение покрытия из MgF_2 на поверхность сталей 10X15H9C3Б1, 10X18Н10Т, 10Х9НСМФБ и 16Х12ВМСФБР проводили на установке, показанной на рис. 2.

Установка состояла из двух рабочих участков и располагалась в герметичном боксе. На первом рабочем участке (РУ-1) осуществлялось взаимодействие Mg с SiF_4 с образованием покрытий на поверхности сталей. Для этого на устройстве с поддонами (рис. 2) размещались образцы сталей и куски твердого магния. Температура изменялась по высоте устройства от 1073 К (в нижней части) до 713 К (в верхней части). Образцы сталей располагали на втором и третьем снизу поддонах. Нанесение покрытия осуществляли путем подвода расплавленного магния к поверхности стали с помощью специально разработанной системы под давлением газообразного SiF_4 .

Газообразный SiF_4 получали термической диссоциацией кремнефторида натрия (Na_2SiF_6) во втором рабочем участке (РУ-2). Первая порция выделяющихся из Na_2SiF_6 газов содержала более 70 % CO_2 , и была удалена вакуумной отгонкой по запатентованной технологии [7]. Выделившийся из Na_2SiF_6 в РУ-2 газ подавали в РУ-1. Кинетика взаимодействия Mg с SiF_4 определялась накоплением SiF_4 в РУ-1.

Компьютерная регистрация давления и температуры в рабочих участках, предназначенных для взаимодействия SiF_4 с магнием (РУ-1) и выделения SiF_4 из Na_2SiF_6 при термической диссоциации последнего (РУ-2), представлена на рис. 3.

Исследования образцов реагентов и сталей после охлаждения и вскрытия рабочего участка РУ-1 показали, что куски нерасплавленного магния частично про-реагировали с SiF_4 с образованием на поверхности MgF_2 , а расплавленный магний, подпитывающий поверхность образцов сталей, полностью преобразовался в MgF_2 (табл. 1).



Устройство до испытаний

Устройство после испытаний

Рис. 2. Устройство для исследования взаимодействия Mg с SiF₄

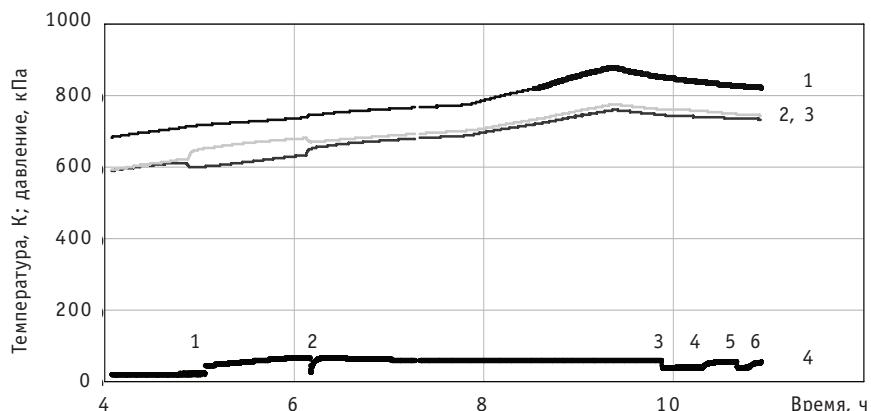


Рис. 3. Компьютерная регистрация давления и температуры в рабочих участках РУ-1 и РУ-2: 1 – температура РУ-1 у дна; 2 – температура РУ-2 в середине; 3 – температура РУ-1 в середине; 4 – давление газа в РУ-2; 0-1 – разогрев РУ-1 и РУ-2, накопление SiF₄ в РУ-2; 1-2 – перетекание газа из РУ-2 в РУ-1; 2 – вакуумирование системы; 2-3, 3-4, 5-6 – перетекание SiF₄ из РУ-2 в РУ-1, реакция SiF₄ с магнием; 4, 6 – накопление в РУ-2 SiF₄.

На поверхности образцов сталей, контактировавших с магнием под давлением SiF₄, образовалось покрытие серого цвета. При рентгеноструктурном анализе в кобальтовом излучении поверхности образцов сталей 10Х15Н9С3Б1 и 16Х12ВМСФБР после такого контакта обнаружены линии основы стали, фторида магния (MgF₂) и дополнительно Mg₂Si на аустенитной стали, а гравиметрические измерения показали увеличение массы образцов (табл. 1).

Таблица 1

**Рентгеноструктурный и гравиметрический анализы образцов
магния и стали после контакта с SiF_4**

№ образца	Вид образца	Максимальная температура испытаний, К	Среднее увеличение массы, кг/м ²	Фазовый состав поверхности
2	РУ-1, подставка № 13 (снизу) – кусок Mg под давлением SiF_4	713		MgF_2 , Mg
3	РУ-1, подставка № 5 (снизу) – порошок Mg под давлением SiF_4			MgF_2 , Mg, Mg_2Si , Si, SiO_2
5	РУ-1, подставка № 2 (снизу) – сталь 16Х12ВМСФБР, контактирующая с Mg с помощью специально разработанной системы под давлением SiF_4	1073	0,00315	Me-alpha, MgF_2
6	РУ-1, подставка № 3 (снизу) – сталь Х15Н9С3Б1, контактирующая с Mg с помощью специально разработанной системы под давлением SiF_4	>923	0,01255	Me-alpha, Me-gamma, MgF_2 , Mg_2Si

Образцы сталей исследовали на растровом электронном микроскопе CamScan с применением метода рентгеноспектрального микроанализа (РСМА). Количественный анализ в точках (указанных на рис. 4) покрытия, образовавшегося на поверхности образца из стали 16Х12ВМСФБР, контактировавшего с магнием под давлением SiF_4 , приведены в табл. 2. Результаты электронно-микроскопических исследований показывают, что на поверхности стали 16Х12ВМСФБР, контактировавшей с магнием под давлением SiF_4 , сформировалось сплошное однородное покрытие, содержащее магний и фтор в соотношении, близком к стехиометрии MgF_2 , а также кремний и кислород в соотношении, близком к стехиометрии SiO_2 . Металл под покрытием (в точке 7) содержит железо, хром, вольфрам, молибден, ванадий, ниобий и кремний в соотношении, близком к исходному составу стали 16Х12ВМСФБР. Толщина покрытия, образовавшегося на стали 16Х12ВМСФБР, в основном, составляет 3–10 мкм, в отдельных местах она доходит до 15 мкм.

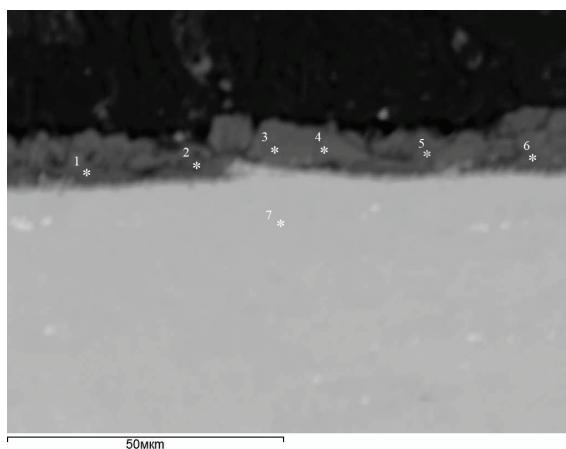
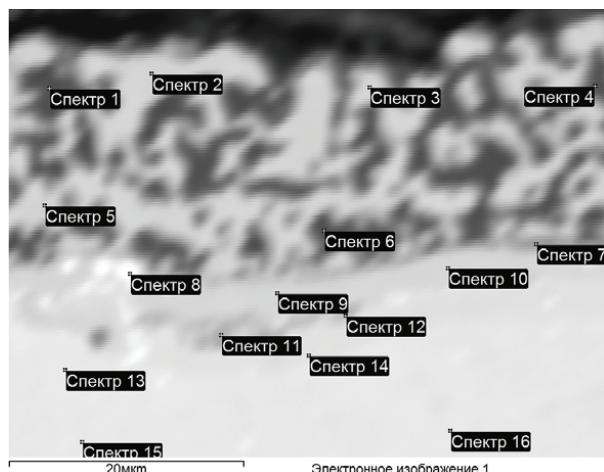
Рис. 4. Образец из стали 16Х12ВМСФБР после испытания в контакте с Mg и SiF_4 ($\times 1000$)

Таблица 2

**Количественный анализ по точкам (к рис. 4)
образца из стали 16Х12ВМСФБР, контактирующей
с магнием под давлением SiF₄ (атомные %)**

Спектр	O	F	Mg	Si	Mn	Fe	V	Cr	Ni	Mo	W
1	8,2	61,3	21,6	7,8	0,1	0,8					
2	15,3	55,6	21,0	6,8	0,0	1,3					
3	3,4	53,8	33,8	8,7	0,0	0,2					
4	3,1	54,2	33,5	8,9	0,0	0,2					
5	13,5	52,4	25,6	8,0	0,1	0,6					
6	18,2	48,2	23,8	7,4	0,0	2,4					
7				1,9	0,5	83,8	0,4	11,9	0,5	0,3	0,5

На рисунке 5 представлено изображение покрытия, образовавшегося на поверхности стали 10Х15Н9С3Б1, контактирующей с магнием под давлением SiF₄, на различных участках образца. Покрытие имеет сложную структуру. Вблизи его наружной поверхности наблюдается прерывистый темный слой, под которым отмечаются участки как темного, так и светлого цвета. Количественный анализ покрытия (табл. 3) в точках, указанных на рис. 5, показывает, что темный внешний слой и темные участки под ним содержат магний и фтор в соотношении, близком к стехиометрии MgF₂, а в светлых участках наблюдается повышенное содержание кремния и пониженное никеля по сравнению с составом стали.

Рис. 5. Образец из стали X15H9C3B1 после испытания в контакте с Mg и SiF₄ ($\times 2000$)

Толщина покрытия на стали 10Х15Н9С3Б1 составляет 5–15 мкм, в отдельных местах она доходит до 20 мкм.

Образцы сталей 10Х9НСМФБ 16Х12ВМСФБР ферритно-мартенситного класса и 10Х15Н9С3Б1 аустенитного класса были подвергнуты изгибу вплоть до 135°. Изгиб образцов сталей на 135° не привел к растрескиванию или отслоению поверхности пленки. Прочностные свойства покрытия не являются существенными, т.к. прочность изделия определяется свойствами и размерами конструкционного материала.

Таблица 3

**Количественный анализ по точкам
(к рис. 5) образца из стали X15H9C3Б1,
контактирующей с магнием под давлением SiF₄**

Спектр	O	F	Mg	Si	Cr	Mn	Fe	Ni	Nb
1	1,4	69,0	24,9	0,5	0,7	0,0	3,5		
2				17,0	11,1	1,0	70,0	1,3	
3			1,2	17,7	10,7	0,8	68,4	1,3	
4		63,8	26,3	1,4	1,0	0,1	5,3	2,1	
5				17,3	10,6	0,7	70,3	1,2	
6		66,3	25,4	1,0	1,1	0,1	6,1		
7	22,2	0,0	13,6	12,0	30,9	0,7	19,5	1,0	
8	0,0	0,0	0,0	10,9	13,8	0,0	45,2	0,0	30,0
9				16,8	13,3	0,9	67,7	1,1	
10			0,7	16,7	9,7	0,8	71,0	1,1	
11	5,0		0,5	12,9	11,6	0,9	67,6	1,4	
12				13,5	14,7	0,8	69,0	1,8	0,2
13				4,1	14,0	0,7	70,5	9,7	
14				6,4	13,5	0,0	74,5	5,6	
15				4,2	13,6	0,6	71,7	9,8	
16				4,3	14,7	0,8	70,3	9,7	

Из результатов вышеуказанных исследований видно, что на поверхности сталей 16Х12ВМСФБР, 10Х9НСМФБ ферритно-мартенситного класса и 10Х15Н9С3Б1 аустенитного класса сформировалось покрытие из фторида магния, устойчивое к изгибу вплоть до 135°. При этом практически весь магний, прореагировал с газообразным SiF₄.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Работа проведена в обоснование возможности формирования защитных покрытий на поверхности сталей, контактирующей с фторсодержащим теплоносителем.

Предложен оригинальный метод формирования фторидных покрытий состава MgF₂ на поверхности кремнистых сталей ферритно-мартенситного и аустенитного классов посредством обеспечения контакта с жидким магнием и газообразным тетрафторидом кремния SiF₄. Покрытие MgF₂ предотвращает взаимодействие содержащегося в сталях кремния с фреонами, предлагаемыми к использованию в реакторных установках на быстрых нейтронах с тяжелым (свинцовым или свинцово-висмутовым) теплоносителем.

Данные гравиметрических измерений, рентгеноструктурного анализа, рентгеноспектрального микроанализа и испытаний на изгиб свидетельствуют о формировании на поверхности сталей пластичного, хорошо сцепленного со сталью слоя фторида магния, устойчивого к изгибу вплоть до 135°. Для практического использования предложенного метода формирования покрытия из MgF₂ на поверхности сталей потребуются дальнейшие исследования свойств покрытия и доработка технологии его нанесения.

Авторы приносят благодарность С.Н. Бозину и А.В. Башкину за предоставленный материал.

Поисковая научно-исследовательская работа проведена в рамках реализации ФЦП «Научные и научно-педагогические кадры инновационной России» на 2009–2013 гг.

Литература

1. Термодинамические свойства индивидуальных веществ/Под ред. В.П. Глушко. – М.: Наука, 1982.
2. Рябин В.А., Остроумов М.А. Термодинамические свойства веществ – Л.:Химия, 1977.
3. Верягин У.Д., Маширев В.П., Рябцев Н.Г. Термодинамические свойства веществ/Под ред. А. П. Зефирова. – М.: Атомиздат, 1965.
4. Наумов Г.Б., Рыженко Б.Н., Ходаковский И.Л. Справочник термодинамических величин. – М.: Атомиздат, 1971.
5. Орлова Е.А., Орлов В.В., Цикунов В.С., Алексеев В.В., Жмурин В.Г., Орлов М.А., Загребаев С.А., Абрамов В.Я., Бозин С.Н., Башкин А.В., Ширшов Я.Н. Метод формирования защитных покрытий на поверхности стали, контактирующей с фторсодержащим теплоносителем [Электронный ресурс]/Сб. докладов Межведомственного семинара «Тяжелые жидкокометаллические теплоносители в быстрых реакторах» 20-22 октября 2010 г. – Обнинск: ГНЦ РФ-ФЭИ, 2010 – С. 381-390 (CD-ROM).
6. Орлов В.В., Орлова Е.А., Алексеев В.В., Цикунов В.С., Абрамов В.Я., Бозин С.Н., Башкин А.В., Жмурин В.Г., Загребаев С.А. Метод формирования защитных покрытий на поверхности стали, контактирующей с фторсодержащим теплоносителем/Препринт № 3184. – Обнинск: ГНЦ РФ-ФЭИ, 2010.
7. Патент RU №2415809. Способ получения кремния/Е.А. Орлова, В.В. Алексеев, Ф.А.Козлов, А.П. Сорокин, А.В. Дробышев, М.А. Орлов, В.Г. Жмурин, И.И. Засорин, С.А. Загребаев, И.Ю. Торбенкова. – №2008140198; заявл. 13.10.08. Опубл. 10.04.2011. Бюл. № 10.

Поступила в редакцию 7.10.2011

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ ПРОНИЦАЕМОСТИ ВОЛОКНИСТЫХ ПОРИСТЫХ МАТЕРИАЛОВ

Н.Н. Титаренко*, П.А. Дворников*, С.Н. Ковтун*, А.В. Павлов,
Н.Г. Рошин**, Е.Л. Матвеев****

* ГНЦ РФ-Физико-энергетический институт им. А.И. Лейпунского, г. Обнинск

** Общество с ограниченной ответственностью «Инженерно-сервисный центр диагностики оборудования АЭС НИКИЭТ», г. Москва



Проанализированы работы последних лет по вопросам моделирования тепловой конвекции в пористом цилиндрическом слое. Рассмотрены расчетные методы определения коэффициентов проницаемости волокнистых теплоизоляционных материалов. Приведено сопоставление расчетных и экспериментальных данных для тепловой изоляции трубопроводов энергетических установок, работающей в широком диапазоне температур.

Ключевые слова: трубопровод, энергетические установки, промышленная волокнистая теплоизоляция, коэффициент проницаемости.

Key words: pipeline, power plants, industrial fibrous thermal insulation, permeability.

ВВЕДЕНИЕ

Исследование течений в пористой среде является актуальной задачей во многих областях физики, химии, физиологии, промышленности и др. Пористые и волокнистые материалы используются при охлаждении мощных электронных устройств и элементов энергетических установок, в тепловых трубах и системах пористого проникающего охлаждения теплонапряженных элементов перспективных технических аппаратов. Предсказание свойств пористых материалов, включая коэффициенты проницаемости является актуальным для многих исследований. Обсуждение некоторых результатов данной проблемы можно найти в монографиях [1–6] и ряде публикаций [7–16].

Тепловая изоляция является неотъемлемой частью практически всего оборудования и трубопроводов АЭС. Срок службы тепловой изоляции зависит от места ее применения на АЭС и от воздействия эксплуатационных факторов, таких как ионизирующее излучение, высокая температура, вибрация, воздействие паровоздушной среды. Проектирование и разработка теплоизоляции для АЭС, а также исследование ее теплофизических и эксплуатационных свойств являются на сегодняшний день актуальной задачей.

На российском рынке представлены теплоизоляционные материалы из стекловолокна и каменной ваты, производимые как на современном технологическом оборудовании по новейшим технологиям, так и на устаревшем оборудовании, что

© Н.Н. Титаренко, П.А. Дворников, С.Н. Ковтун, А.В. Павлов, Н.Г. Рошин, Е.Л. Матвеев, 2012

АТОМНЫЕ ЭЛЕКТРОСТАНЦИИ

в значительной степени определяет их физико-технические и эксплуатационные характеристики [9].

Теплофизические и физико-механические свойства теплоизоляционных материалов на основе стекловолокна и каменной ваты зависят от сложного комплекса факторов, включающих в себя вид исходного сырья, технологию получения волокна, диаметр и длину волокон, их химический и фазовый состав, структуру материала, качество связующего [1].

При наличии на мировом и отечественном строительном рынке широкого спектра волокнистых теплоизоляционных материалов различных производителей, отличающихся технологией производства, качеством волокна и, соответственно, физико-техническими и эксплуатационными свойствами, получение объективных данных о сравнительной проницаемости различных видов волокнистых теплоизоляционных материалов представляется весьма актуальным.

Информация о значениях коэффициентов водопроницаемости необходима при расчете фильтрационных процессов в пористой структуре теплоизоляционных материалов. Подобные задачи достаточно часто встречаются при анализе процессов увлажнения изоляции различных объектов, например, увлажнение тепловой изоляции теплопроводов, эксплуатируемых в условиях затопления.

В работе [3] обобщены и проанализированы условия эксплуатации конструкций теплоизоляции трубопроводов, оборудования первого контура и строительных конструкций на эксплуатируемых, строящихся и проектируемых АЭС, требования, предъявляемые к теплоизоляционным материалам и конструкциям, критерии, которые могут быть применимы при конструировании теплоизоляции. Обсуждаются основные особенности тепловой изоляции трубопроводов АЭС: физико-механические характеристики, газопроницаемость, газовыделение, химическая и радиационная стойкость, теплопроводность. Рассматриваются методы определения физико-механических характеристик, термостойкости, тепло- и температуропроводности.

Попытка формирования банка данных по рекомендациям для расчета гидравлического сопротивления пористых структур сделана в работе [10]. Рассматриваются гидравлические сопротивления капиллярной пористой среды, а также пористой среды, сформированной слоем шаров или из частиц регулярной несферической формы. Получены обобщающие зависимости для расчета гидравлического сопротивления отдельных пористых структур.

В работе [11] анализируются экспериментальные данные по определяющим параметрам пористой структуры: средний размер пор, средний размер частиц, вязкостный и инерционный коэффициенты сопротивления. Приведены эмпирические корреляции между вязкостным и инерционным коэффициентами сопротивления и пористостью металлокерамических материалов. Получены обобщающие зависимости определяющих параметров от пористости.

Анализ методов расчета теплопроводности гетерогенных и пористых материалов выполнен в [12]. В работе рассматриваются классификация пористых материалов и основы их моделирования (все известные пористые материалы предложено описывать набором из семи моделей), особенности теплофизических свойств пористых материалов и некоторые особенности структуры тонких пленок.

МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕПЛОВОЙ КОНВЕКЦИИ В ПОРИСТОМ ЦИЛИНДРИЧЕСКОМ СЛОЕ

Изучение теплофизических, гидродинамических, термомеханических и других процессов, протекающих в системах типа «пористая теплоизоляция с высоким

градиентом температур», представляет собой несомненный научный интерес для широкого класса научно-технических задач. Актуальными задачами являются

- математическое моделирование теплопереноса, влагообмена и распространения парогазовой смеси в волокнистой среде тепловой изоляции трубопроводов энергетических установок;
- моделирование конвекции одно- и многокомпонентных жидкостей в пористой среде, разработка эффективных методов расчета конвективных движений;
- моделирование процессов фильтрации жидкости в неоднородной пористой среде;
- исследование и прогнозирование свойств новых композиционных материалов для систем теплозащиты энергетических установок.

При теоретическом описании конвективного массопереноса используют уравнения Навье-Стокса. Рассмотрим слой пористой среды, ограниченный твердыми цилиндрическими поверхностями (рис. 1). Слой заполнен вязкой жидкостью (газом). Границы цилиндрической полости поддерживаются при различных температурах ($T_i > T_0$).

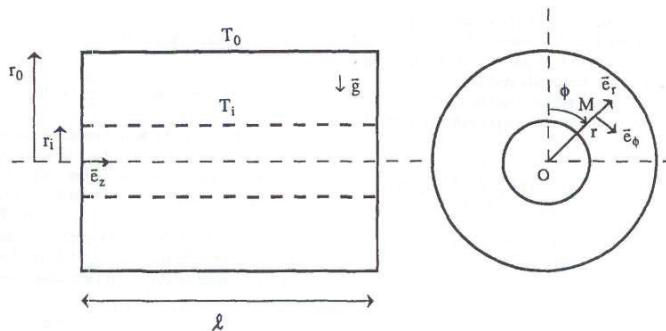


Рис. 1. Схема расчета течения в канале для трехмерной задачи о тепловой конвекции в цилиндрической кольцевой прослойке с пористой средой

Уравнения свободной конвекции в изотропной пористой цилиндрической прослойке для модели Форцгеймера и аппроксимации подъемных сил в приближении Буссинеска имеют вид

$$\begin{aligned} \Pi^{-1} \frac{\partial \vec{V}}{\partial t} &= -\frac{1}{\rho_f} \nabla p - \frac{\mu}{\rho_f K} \vec{V} - C \cdot K^{-1/2} |V| \vec{V} + g \beta T \rho_f, \\ (\rho c_p)_m \frac{\partial T}{\partial t} &= \lambda^* \Delta T - (\rho c_p)_f \vec{V} \nabla T, \quad \operatorname{div} \vec{V} = 0, \end{aligned} \quad (1)$$

где \vec{V} – скорость потока в канале; μ – динамическая вязкость жидкости или газа, p – давление; K – коэффициент абсолютной проницаемости; g – ускорение силы тяжести; Π – пористость среды (отношение объема пористой среды к полному объему системы), ρ_f – плотность жидкости (газа), заполняющей поры; λ^* – эффективная теплопроводность пористой среды без учета конвекции; β – коэффициент температурного расширения жидкости, $(c_p)_m$ и $(c_p)_f$ – удельные теплоемкости пористой среды и жидкости соответственно; C – безразмерный коэффициент (трения или торможения) Форцгеймера, величина которого зависит от природы пористого материала. Для модели Дарси следует положить $C = 0$.

Для приведения системы уравнений (1) к безразмерному виду обычно выбирают в качестве единиц измерения расстояния, времени, скорости, температуры и давления соответственно r_i (радиус внутреннего цилиндра), $r_i^2 \rho_f / \mu$, $\lambda^* / (c_f r_i \rho_f)$,

АТОМНЫЕ ЭЛЕКТРОСТАНЦИИ

$T_i - T_o, \lambda^* \mu / (K c_f \rho_f)$. В итоге полученная краевая задача будет содержать несколько параметров подобия: число Грасгофа Gr, число Прандля Pr (теплофизическая характеристика теплоносителя), параметр Дарси Da, фильтрационное число Рэлея Ra_f, отношение радиусов R цилиндров:

$$Gr = \frac{g\beta(T_i - T_o)r_i K\rho_f}{\mu}, \quad Pr = \frac{\mu c_f}{\lambda^*}, \quad Da = \frac{K}{r_i^2}, \quad R = \frac{r_o}{r_i}, \quad (2)$$

$$Ra = Gr \cdot Pr, \quad Ra_f = Ra \cdot Da = \frac{g\beta(T_i - T_o)r_i K\rho_f A_f}{\mu \lambda^*}. \quad (3)$$

Наиболее полный обзор теоретических и экспериментальных работ по конвекции в пористых средах представлен в [13]. Одной из часто используемых конфигураций для изучения естественной конвекции в пористой среде является горизонтальный цилиндрический слой. В работах [14–23] исследовалась конвективная фильтрация в изотропных пористых кольцевых прослойках с внутренним подогревом при условии, что внутренняя поверхность имеет большую температуру, чем внешняя.

Следует заметить, что при достаточно большом отношении длины цилиндров к толщине зазора наблюдаются пространственные (трехмерные) эффекты в верхней части кольцевого канала возникают даже при низких числах Рэлея Ra, как это показано в работе [14]. Существование в определенных условиях вторичных структур при конвективном течении в изотропной пористой прослойке показано в [24], где выполнены исследования границ таких режимов в зависимости от числа Ra и толщины прослойки. Появление вторичных структур при некоторых условиях в однородных пористых прослойках подтверждается как в экспериментах, так и в численных расчетах [17].

Если скорость фильтрации немала, часто используют модель Форцгеймера, в которой уравнение переноса импульса имеет дополнительное слагаемое, квадратичное по скорости фильтрации жидкости. Как предельный случай она содержит и модель Дарси. В работах [18–20] проводилось исследование условий возникновения, существования и устойчивости асимметричных относительно вертикали конвективных движений для модели Форцгеймера пористой среды. Особое внимание уделялось изучению влияния нелинейного члена в уравнении переноса импульса на структуру и свойства исследуемых режимов конвекции.

В работах [25, 26] представлены результаты расчета течения и теплообмена в кольцевых пористых прослойках в зависимости от числа Рэлея, геометрии прослойки и анизотропии проницаемости. Установлено существование одновихревых и многовихревых режимов конвекции в зависимости от коэффициента анизотропии проницаемости и показана их роль в эффективности теплоизоляционных свойств цилиндрических прослоек.

КОРРЕЛЯЦИИ ДЛЯ АНАЛИЗА ТЕПЛОВЫХ РЕЖИМОВ КОНВЕКЦИИ В ЦИЛИНДРИЧЕСКОЙ ПРОСЛОЙКЕ

Интенсивность переноса тепла и массы при вынужденной конвекции зависит от физических свойств среды и геометрических факторов. В подавляющем большинстве случаев такие зависимости строгим теоретическим путем установить не удается. Обычно пользуются полуэмпирическими и эмпирическими соотношениями, базирующимися, как правило, на понятии о пограничных слоях.

Общий подход к конструированию таких соотношений можно представить следующим образом. Около межфазной поверхности возникает гидродинамический пограничный слой, толщина которого определяется значением критерия Re. Ин-

тенсивность процессов теплоотдачи определяется толщиной теплового пограничного слоя. Связь между тепловым и гидродинамическим пограничными слоями определяется значением числа Прандтля Pr . Таким образом, критериальные уравнения, отражающие интенсивность переноса тепла (Nu) могут быть представлены в форме $Nu = f(Gr, Pr)$.

Расчетно-экспериментальные исследования конвективных движений в горизонтальных цилиндрических прослойках, заполненных пористой средой, позволили определить следующую зависимость для практических расчетов параметра Nu [14]:

$$Nu = 0,44 Ra_f^{1/2} \frac{\ln(r_0 / r_i)}{1 + 0,916(r_i / r_0)^{1/2}}. \quad (4)$$

Соотношение (4) было получено в диапазоне $1,19 \leq R \leq 4$ и справедливо для $Nu >> 1$.

Для вертикально расположенной цилиндрической прослойки с пористой средой можно использовать соотношение

$$Nu = 0,756 Ra_{r_o-r_i}^{1/2} \frac{\left[r_i / r_0 - (r_i / r)^2 \right]^{1/2}}{1 + 1,422(r_i / r_0)^{3/2}}, \quad (5)$$

где фильтрационное число Рэлея определяется через толщину пористого слоя:

$$Ra_{r_o-r_i} = \frac{g\beta(T_i - T_0)(r_0 - r_i)K\rho_f c_f}{\mu\lambda^*}. \quad (6)$$

На основании анализа большого количества расчетно-экспериментальных данных в работе [23] была получена следующая корреляция, описывающая тепловое движение вдоль границы внутреннего горизонтального цилиндра, заполненного пористой средой:

$$Nu = 0,0166(27,65 - Ra^{0,38}) Da^{0,036} Pr^{-0,013} R^{1,07} (\lambda_s / \lambda_f)^{0,17}. \quad (7)$$

Соотношение (7) справедливо в широком диапазоне чисел Прандтля ($Pr = 0,05 - 50$), Рэлея ($Ra = 10^3 - 10^6$), Дарси ($Da = 10^{-4} - 10^{-6}$), отношений параметров теплопроводности пористой среды и жидкости $\lambda_s / \lambda_f = 1 - 150$.

АНАЛИТИЧЕСКИЕ СООТНОШЕНИЯ ДЛЯ КОЭФФИЦИЕНТОВ ПРОНИЦАЕМОСТИ

Во всех приведенных выше соотношениях базовым параметром является коэффициент проницаемости K пористой среды, который можно описать формулой Козени-Кармана [32]

$$K = \frac{\Pi^3 d^2}{\Psi_{CK} (1 - \Pi)^2}, \quad (8)$$

где Π – пористость среды (отношение объема пористой среды к полному объему системы); d – средний эквивалентный размер частиц пористого слоя; Ψ_{CK} – эмпирически определяемый коэффициент, который в работе Кармана [32] был представлен в виде произведения фактора формы Φ и фактора извилистости L_e/L (отношение длины поры к толщине пористого слоя):

$$\Psi_{CK} = \Phi \left(\frac{L_e}{L} \right)^2. \quad (9)$$

Сложность геометрии волокнистых материалов не позволяет для определения коэффициента проницаемости использовать точные численные методы. Однако во многих случаях для предварительного анализа можно использовать упрощенные модели. Волокнистую среду условно можно представить в виде одномерной, двух-

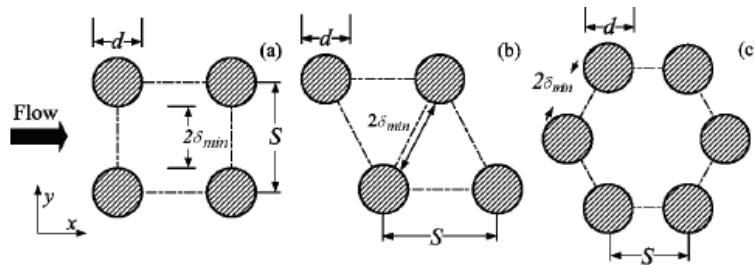


Рис. 2. Единичные ячейки одномерных волоконных систем: а) квадратного; б) ступенчатого и в) шестиугольного типа. Направление поперечного течения газа (воздуха) указано стрелкой слева

мерной или трехмерной структуры. Одномерной структурой можно описывать параллельную систему волокон. Примером одномерных структур являются пористые волокнистые ячейки, представленные на рис. 2.

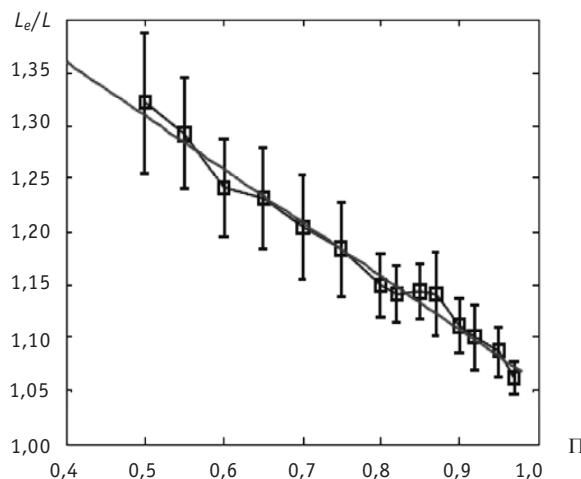


Рис. 3. Зависимость функции извилистости от параметра пористости системы. Экспериментальные данные взяты из работы [27]

В оригинальной работе [31] было сделано предположение, что фактор извилистости является постоянным ($L_e / L = \sqrt{2}$), $\Phi = 90$, что дает $\psi_{CK} = 180$, и в этом случае

$$K = \frac{\Pi^3 d^2}{180(1-\Pi)^2}. \quad (10)$$

В работе [27] на основе численного эксперимента по исследованию проницаемости при течении жидкости в перпендикулярном направлении хаотически распределенных капилляров было получено следующее выражение для коэффициента проницаемости:

$$K = \frac{\Pi^3 d^2}{140(1,552 - \Pi/2)^2(1-\Pi)^2}. \quad (11)$$

Корреляции для одномерных волоконных систем с квадратной ячейкой приведены в работе [29]

$$\frac{K}{d^2} = \frac{0,16 \left[\frac{\pi}{4\varphi} - 3\sqrt{\frac{\pi}{4\varphi}} + 3 - \sqrt{\frac{4\varphi}{\pi}} \right]}{\sqrt{1-\varphi}}, \quad \varphi = \frac{\pi d^2}{4S^2}, \quad \varphi = 1 - \Pi \quad (12)$$

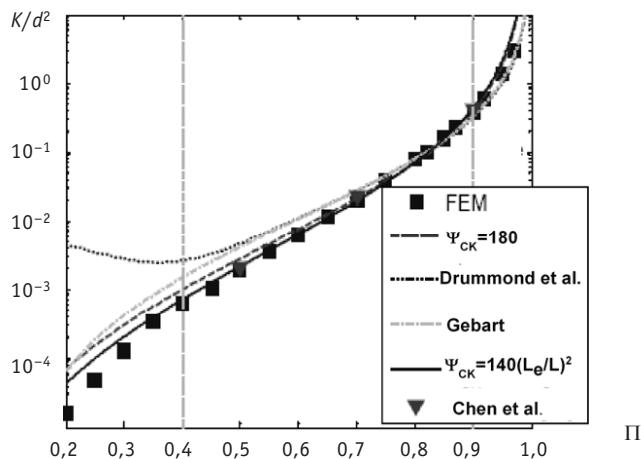


Рис. 4. Сравнение одномерных теоретических корреляций с экспериментальными данными [31]:
 Ψ_{CK} – параметр в формуле (1); FEM – численная оценка на основе метода конечных элементов [27]

и в работе [30]

$$\frac{K}{d^2} = \frac{4}{9\pi\sqrt{2}} \left(\frac{1-\Pi_c}{1-\Pi} - 1 \right)^{5/2}, \quad \Pi_c = 1 - \frac{\pi}{4}, \quad \varphi = \frac{\pi d^2}{4S^2}. \quad (13)$$

В этих же работах приведены корреляции для одномерных волоконных систем с шестиугранной ячейкой в основании:

$$\frac{K}{d^2} = \frac{0,16 \left[\frac{\pi}{3\sqrt{3}\varphi} - 3\sqrt{\frac{\pi}{3\sqrt{3}\varphi}} + 3 - \sqrt{\frac{3\sqrt{3}\varphi}{\pi}} \right]}{\sqrt{1-\varphi}}, \quad \varphi = \frac{\pi d^2}{3\sqrt{3}S^2}. \quad (14)$$

$$\frac{K}{d^2} = \frac{4}{9\pi\sqrt{6}} \left(\frac{1-\Pi_c}{1-\Pi} \right)^{5/2}, \quad \Pi_c = 1 - \frac{\pi}{2\sqrt{3}}, \quad \varphi = \frac{\pi d^2}{3\sqrt{3}S^2}. \quad (15)$$

Сопоставление теоретических моделей, основанных на поперечном обтекании одномерной структуры волокон, с экспериментальными данными приведено на рис. 5.

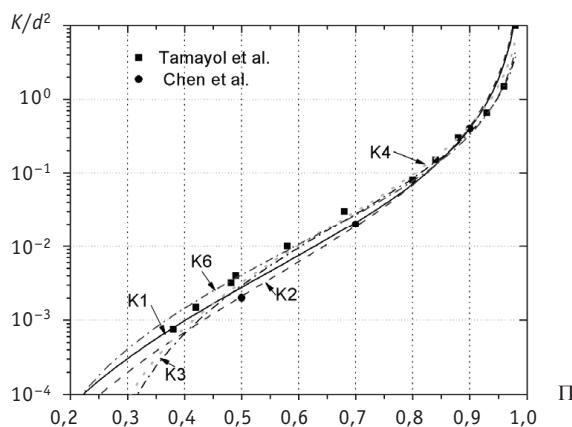


Рис. 5. Сравнение одномерных теоретических корреляций с экспериментальными данными [29, 31]:
K1 – расчет по формуле (3); K2 – (4); K3 – (5); K4 – (6); K6 – (8)

АТОМНЫЕ ЭЛЕКТРОСТАНЦИИ

Рассмотренные корреляции были проверены на ряде экспериментальных и расчетных данных в широком диапазоне параметра пористости материала. Результаты исследования показывают, что микроскопические эффекты являются значительными при низкой пористости.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Волокнистые и выполненные на их основе композиционные системы широко применяются в качестве теплоизоляционных и конструкционных материалов, работающих в широком диапазоне температур. Для расчета интенсивности теплообмена, вызванного конвекцией в горизонтальных слоях волокнистых материалов, можно воспользоваться соотношениями (1), в которые входит коэффициент проницаемости. Из-за случайного характера волокнистой структуры теплоизоляционного материала точный расчет коэффициента проницаемости реальных волокнистых сред невозможен.

В работе проанализированы и обобщены экспериментальные, расчетно-экспериментальные и аналитические данные по моделированию проницаемости волокнистых материалов. Предложены аналитические зависимости для расчета коэффициентов проницаемости. Полученные результаты позволяют сделать вывод о перспективности использования предложенных соотношений при расчете коэффициентов проницаемости для широкого круга практических задач.

Статья подготовлена при выполнении Государственного контракта от 05.08.2011 №16.526.11.6006 в рамках федеральной целевой программы.

Литература

1. Коллинз Р. Течение жидкостей через пористые материалы. – М.: Мир, 1964. – 352 с.
2. Петров В.Г., Денисов Л.А. Процессы тепло- и массообмена в промышленной изоляции. – М.: Энергоатомиздат, 1983г.. – 192 с
3. Харламов А.Г., Корегин Ю.А. Тепловая изоляция. – М: ИздАТ, 1998. – 224 с.
4. Kaviany M. Principles of heat transfer in porous media. – Springer-Verlag, New York, 1992.
5. Дульnev Г.Н., Новиков В.В. Процессы переноса в неоднородных средах. – Л: Энергоатомиздат. Ленингр. отд-ние, 1991. – 248 с.
6. Гурьев В.В., Жолудов В.С., Петров-Денисов В.Г. Тепловая изоляция в промышленности. Теория и расчет. – М., 2003.
7. Джигирис Д.Д., Махова М.Ф., Сергеев В.П. Базальтоволокнистые материалы. Промышленность строительных материалов. – М., 1986. Сер. 6. – № 3.
8. Tomadakis M.M., Robertson T. Viscous permeability of random fiber structures: comparison of electrical and diffusion estimates with experimental and analytical results//Journal of Composite Materials. – 2005. – V. 39. – P. 163-188.
9. Шойхет Б.М. Влияние структуры на теплопроводность и проницаемость волокнистых теплоизоляционных материалов//Энергосбережение. – 2008. – № 7. – С.48-51.
10. Матюхин Н.М., Портяной А.Г., Сорокин А.П., Титов П.А. Гидравлическое сопротивление капиллярно-пористых структур (анализ и обобщение данных)/Препринт ФЭИ-2528. – Обнинск, 1996. – С. 39.
11. Матюхин Н.М., Портяной А.Г., Сорокин А.П., Титов П.А., Денисова Н.А. Определяющие параметры пористой структуры/Препринт ФЭИ-2627. – Обнинск, 1996. – С. 20.
12. Иванов А.П., Матюхин Н.М., Портяной А.Г., Сердунь Е.Н., Сорокин А.П., Сорокин Г.А. Методы измерения и расчета теплофизических характеристик пористых структур/Препринт ФЭИ-2757. – Обнинск, 1999. – С. 32.
13. Nield D.A., Bejan A. Convection in Porous Media, third ed. – Springer, New York, 2006.
14. Caltagirone J.P. Thermoconvective instabilities in a porous medium bounded by two concentric horizontal cylinders// J. Fluid Mech. – 1976. – 65. – 337-362.

15. Rao Y.F., Fukuda K., Hasegawa S. A numerical study of three dimensional natural convection in a horizontal annulus with a Galerkin method//Int. J. Heat Mass Transfer. – 1988. – 31. – 695-707.
16. Bau H.H. Thermal convection in a horizontal, eccentric annulus containing a saturated porous medium – an extended perturbation expansion//Int. J. Heat Mass Transfer. – 1984. – 27. – 2277-2287.
17. Mojtabi M.C., Mojtabi A., Azaiez M., Labrosse G. Numerical and experimental study of ulticellular free convection flows in an annular porous layer//Int. J. Heat Mass Transfer. – 1991. – 34 (12). – 3061- 3074.
18. Kaviany M. Non-Darcian effects on natural convection in porous media confined between horizontal cylinders//Int. J. Heat Mass Transfer. – 1986. – 29 (10). – 1513-1519.
19. Kimura S., Pop I. Non-Darcian effects on conjugate natural convection between horizontal concentric cylinders with a porous medium, Fluid Dyn. Res. 7 (5-6) (1991) 241-253.
20. Khashan S., AlAmiri A., Pop I. Numerical simulation of natural convection heat transfer in a porous cavity heated from below using a non-Darcian and thermal non-equilibrium model, //Int. J. Heat Mass Transfer. – 2006. – 49. – 1039-1049.
21. Kumari M., Nath G. Unsteady natural convection from a horizontal annulus filled with a porous medium International//Journal of Heat and Mass Transfer. – 2008. – 51. – 5001-5007.
22. Venkata P. Reddy a, G.S.V.L. Narasimham Natural convection in a vertical annulus driven by a central heat generating rod International//Journal of Heat and Mass Transfer. – 2008. – 51. – 5024-5032
23. Khanafar K., Al-Amiri A., Pop I. Numerical analysis of natural convection heat transfer in a horizontal annulus partially filled with a fluid-saturated porous substrate International// Journal of Heat and Mass Transfer. – 2008. – 51. – 1613-1627.
24. Himasekhar K. and Bau H.H. Two dimensional bifurcation phenomena in thermal convection in horizontal, concentric annuli containing saturated porous media//J. Fluid Mech. – 1988. – 187, 267.
25. Брайловская В.А., Феоктистова Л.В. Структуры течения и теплообмен в анизотропных пористых кольцевых прослойках//Механика жидкости и газа. – 1998. – № 4. – С. 122-128.
26. Бессонов О.А., Брайловская В.А. Пространственная модель тепловой конвекции в зазоре между горизонтальными коаксиальными цилиндрами с анизотропным пористым заполнением//Механика жидкости и газа. – 2001. – № 1. – С. 145-155.
27. Yazdchi K., Srivastava S., Luding S. Microstructural effects on the permeability of periodic fibrous porous media. International Journal of Multiphase Flow, 37(2011)956-966.
28. Tamayol A., and Bahrami M. Analytical determination of viscous permeability of fibrous porous media//International Journal of Heat and Mass Transfer. – 2009. – V. 52. – P. 3691-3701.
29. Tamayol A., and Bahrami M. Transverse Permeability of Fibrous Porous Media. Proceedings (CD) of the 3rd International Conference on Porous Media and its Applications in Science and Engineering (ICPM3) June 20-25,2010, Montecatini, Italy.
30. Gebart B.R. Permeability of Unidirectional Reinforcements for RTM//Journal of Composite Materials. – 1992. – 26:1100-33.
31. Chen, X., Papathanasiou, T.D. On the variability of the Kozeny constant for saturated flow across unidirectional disordered fiber arrays, Composites: Part A (2006) 37:836-846.
32. Carman P.C. Fluid flow through granular beds, Transactions of the Institute of Chemical Engineering (1937) 15:150-66.
33. Drummond J.E. and Tahir M.I. Laminar viscous flow through regular arrays of parallel solid cylinders//Int. J. Multiphase Flow. – 1984. – 10:515-40.

Поступила в редакцию 28.06.2012

ИЗОТРОПНОСТЬ ДЕФОРМАЦИОННОГО УПРОЧНЕНИЯ СПЛАВА Э110 ПРИ СТАТИЧЕСКОМ И ВЫСОКОСКОРОСТНОМ МАГНИТНО- ИМПУЛЬСНОМ НАГРУЖЕНИИ

П.В. Федотов*, Л.П. Лошманов*, А.В. Костюхина*, Е.А. Олевский**

*Национальный исследовательский ядерный университет «МИФИ», г. Москва

** Powder Technology Laboratory, San Diego State University, San Diego, USA



Проведены испытания сплава Э110 с применением магнитно-импульсных и стандартных квазистатических методов нагружения в интервале скоростей деформаций $2,4 \cdot 10^{-4} - 1 \cdot 10^3 \text{ с}^{-1}$. Определены зависимости напряжения течения от величины истинной деформации (до $\sim 1,2$) кольцевых, трубчатых и сегментных образцов, изготовленных из оболочки твэлов $\varnothing 9,1 \times 7,73$ мм, а также цилиндрических образцов. Предложено уравнение зависимости напряжения течения от величины истинной деформации. Показано, что деформационное упрочнение сплава изотропно, т.е. не зависит от текстуры.

Ключевые слова: деформационное упрочнение, сплав, напряжение течения, текстура деформации, изотропия, кольцо, трубка, сегмент, цилиндрический образец, уравнение, скорость деформации, истинная деформация, температура, зависимость, экспериментальные данные, направление.

Key words: deformation hardening, alloy, flow stress, texture of deformation, isotropy, ring, tubular, segmental, cylindrical specimen, true deformation, equation, strain rate range, magnetic-pulsed deformation, temperature, dependence, experimental data, direction.

ВВЕДЕНИЕ

Сплав Э110 (Zr-1%Nb) используется в качестве материала оболочек тепло-выделяющих элементов реакторов типа ВВЭР [1]. Важным аспектом, влияющим на выбор оболочечного сплава, кроме низкого сечения взаимодействия с тепловыми нейтронами, коррозионной стойкости в стационарных режимах эксплуатации, механической прочности и др., является его безопасное поведение в проектных авариях [2]. В техническом проекте реакторной установки безопасное поведение твэла, в частности его оболочки, обосновывается путем подтверждения выполнения критериев безопасности [3]. С этой целью расчетным путем выполняется моделирование поведения твэлов в проектных авариях [4–6]; в российской практике применяется программа RAPTA-5.2 [7]. В этом расчетном коде одной из важнейших составляющих является модель [8] деформирования оболочки твэла, ко-

© П.В. Федотов, Л.П. Лошманов, А.В. Костюхина, Е.А. Олевский, 2012

торая, в частности, базируется на предположении об изотропном деформационном упрочнении материала оболочки. В связи с возможным широким диапазоном скоростей деформации оболочек твэла тестирование их механических свойств должно проводиться с применением устройств как квазистатического, так и динамического (в работе – магнитно-импульсного) нагружения. При этом предположение об изотропности упрочнения материала оболочек является особенно важным. С целью проверки этого предположения в работе исследуется зависимость напряжения течения сплава Э110 от величины скорости пластической деформации и ее направления относительно текстуры исследуемых образцов

МАТЕРИАЛЫ И МЕТОДИКА ЭКСПЕРИМЕНТА

В экспериментах использовались кольцевые (растяжение в тангенциальном направлении), трубчатые (тангенциальное направление) и сегментные образцы (осевое направление), изготовленные из оболочек твэлов $\varnothing 9,1 \times 7,73$ мм, а также цилиндрические образцы, изготовленные из прутка $\varnothing 9,6$ мм. Кольцевые образцы высотой 2,7 мм с длиной рабочей части 7,9 мм были изготовлены по методике [9]. Трубчатые образцы представляли собой отрезок штатной трубы твэла длиной 30 мм [10]. Сегментный образец представляет собой отрезок трубы с двумя параллельными выфрезерованными рабочими частями (соосными с осью трубы) длиной 6 мм и шириной 3 мм, приваренный к резьбовым захватам. Цилиндрические образцы имеют длину рабочей части 5 мм и диаметр 2,5 мм. Выбор геометрии трубчатых, цилиндрических и сегментных образцов (малая длина рабочей части) продиктован необходимостью создания квазистатического однородного напряженного состояния по длине рабочей части при высокоскоростных механических испытаниях [11]. Длина рабочей части кольцевого образца обусловлена диаметром оболочки и диаметром применяемых цилиндрических опор (4 мм) [12].

Кольцевые, трубчатые и сегментные образцы имеют одинаковую текстуру характерную для оболочек твэлов в рекристаллизованном состоянии: $(0001)\pm 30-40^\circ R-T \langle 11\bar{2}0 \rangle$. Это означает, что базисные нормали отклонены преимущественно на угол $30-40^\circ$ от радиуса оболочки в тангенциальном направлении, а с осью трубы совпадают нормали $\langle 11\bar{2}0 \rangle$ [13]. Текстура цилиндрического образца отличается от таковой для кольцевого и сегментного образцов и описывается ориентацией $\langle 11\bar{2}0 \rangle$ вдоль оси образца [14]. Хотя кольцевые, трубчатые и сегментные образцы имеют одинаковую текстуру, их деформирование осуществляется в разных направлениях. Поэтому проведенные испытания дают представление о влиянии текстуры и направления деформации на деформационное упрочнение сплава Э110.

Цилиндрические образцы были испытаны в диапазоне скоростей деформации от $2 \cdot 10^{-3}$ до $2 \cdot 10^3$ с⁻¹. При малых скоростях эксперименты проводились с промежуточными разгрузками для построения истинных диаграмм деформирования. При высоких скоростях деформации часть цилиндрических образцов была испытана до разрушения, а другая часть нагружалась ударными импульсами ступенчато [15] с заданной небольшой величиной деформации и промежуточными измерениями геометрии. Сегментные образцы были испытаны при скоростях $5 \cdot 10^{-3}$ и $5 \cdot 10^{-2}$ с⁻¹ с промежуточными разгрузками, а при 10^3 с⁻¹ – до разрушения. Трубчатые образцы нагружались импульсами внутреннего давления в диапазоне скоростей деформации от $2 \cdot 10^{-3}$ до $5 \cdot 10^2$ с⁻¹. Растяжение кольцевых образцов осуществлялось при скоростях от $2,4 \cdot 10^{-4}$ до $2,4 \cdot 10^{-2}$ с⁻¹ с промежуточными разгрузками. Эксперименты на таких образцах при больших скоростях деформации в настоящее время практически невозможны.

Проведенные исследования с применением магнитно-импульсных и стандартных установок [16,17] позволили определить истинные диаграммы деформирования сплава в широком диапазоне скоростей деформаций.

РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЙ И ИХ ОБСУЖДЕНИЕ

На рисунках 1–4 представлены экспериментальные данные о деформационном упрочнении сплава Э110 (согласно ГОСТ 25.503-97, даны кривые упрочнения в координатах напряжение течения σ – логарифмическая деформация ε). Из приведенных данных видно следующее.

1. Для всех типов образцов и режимов испытания на начальном этапе деформирования (до значения пластической деформации $\varepsilon_2 \sim 0,2$) зависимость логарифма напряжения от логарифма деформации линейна (рис. 1а, 2–4), т.е. упрочнение происходит по степенному закону.

2. При дальнейшем увеличении пластической деформации скорость упрочнения возрастает, и зависимость напряжения от деформации становится линейной (рис. 1б). Исключение составляют высокоскоростные испытания при непрерывном деформировании до разрушения, в результате которых наблюдается некоторое снижение прочности образцов (по сравнению с ожидаемой) при больших пластических деформациях (рис. 2). Такое снижение прочности вызвано адиабатическим разогревом образца в процессе испытания [17].

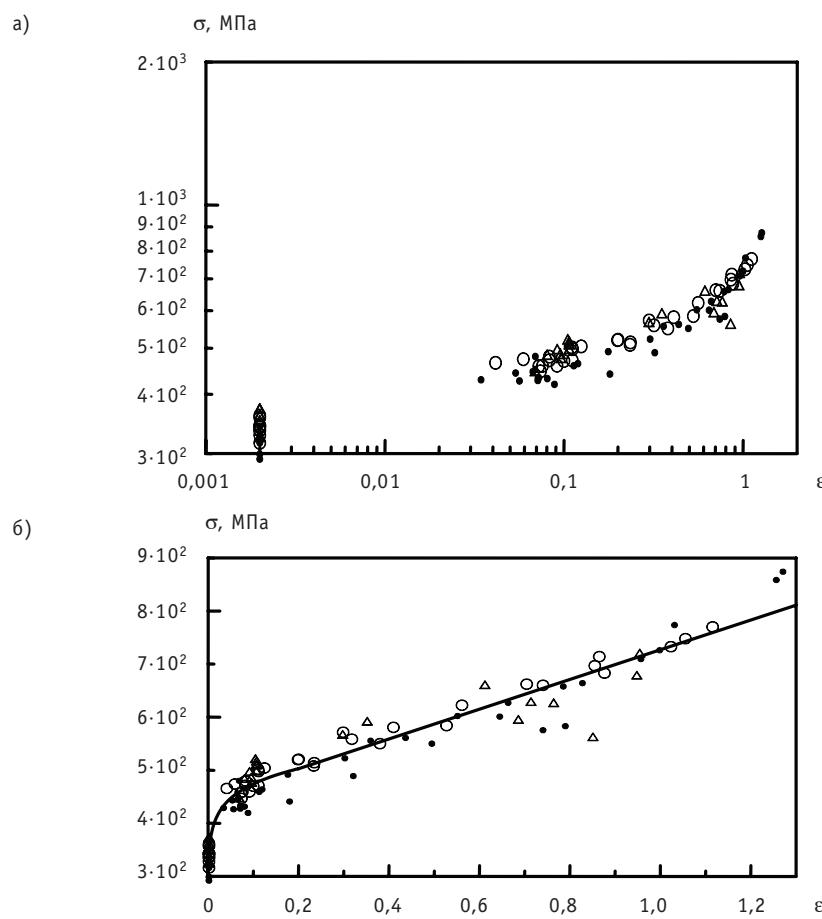


Рис. 1. Истинная диаграмма деформирования. Кольцевые образцы. Скорость деформации:
● – $2,4 \cdot 10^{-4} \text{ с}^{-1}$; ○ – $2,4 \cdot 10^{-3} \text{ с}^{-1}$; Δ – $2,4 \cdot 10^{-2} \text{ с}^{-1}$

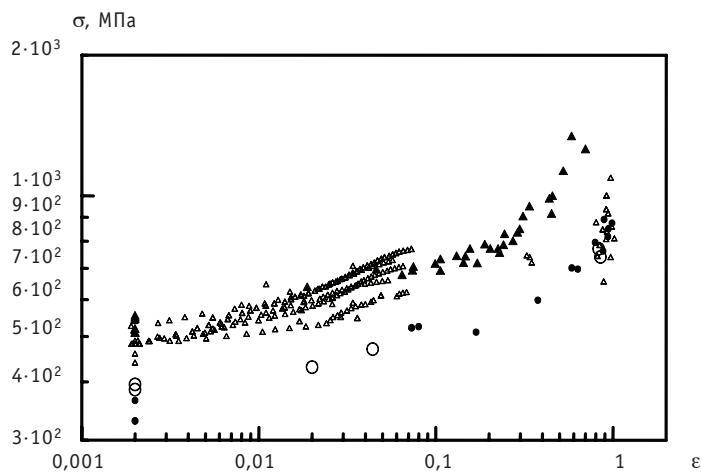


Рис. 2. Истинная диаграмма деформирования. Цилиндрические образцы: ● – $5 \cdot 10^{-3} \text{ с}^{-1}$; ○ – $1 \cdot 10^{-1} \text{ с}^{-1}$; ▲ – $1 \cdot 10^3 \text{ с}^{-1}$ ступенчатое нагружение; Δ – $1 \cdot 10^3 \text{ с}^{-1}$ деформирование до разрушения

3. Деформационное упрочнение слабо зависит от скорости деформации как при степенном упрочнении, так и при линейном. В качестве приближения можно предположить, что показатель степени и угол наклона линейного участка зависят линейно от логарифма скорости деформации.

4. Для трубчатых образцов (рис. 4) ярко выраженная стадия ускоренного упрочнения отсутствует, так как испытания проводились до достижения предела прочности.

Используя выводы универсальной модели деформирования сплавов циркония [8] и отмеченные выше четыре особенности полученных экспериментальных данных, зависимость напряжения течения сплава от величины пластической деформации можно описать функцией

$$\sigma(\varepsilon) = \begin{cases} \sigma_{0,2} \cdot \left(\frac{\varepsilon}{0,002} \right)^{v_1 + v_{11} \cdot \ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{0,0001}\right)} & \text{при } \varepsilon \leq \varepsilon_2 \\ \sigma_{0,2} \cdot \left(\frac{\varepsilon_2}{0,002} \right)^{v_1 + v_{11} \cdot \ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{0,0001}\right)} + \left(v_2 + v_{21} \cdot \ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{0,0001}\right) \right) \cdot (\varepsilon - \varepsilon_2) & \text{при } \varepsilon > \varepsilon_2 \end{cases}, \quad (1)$$

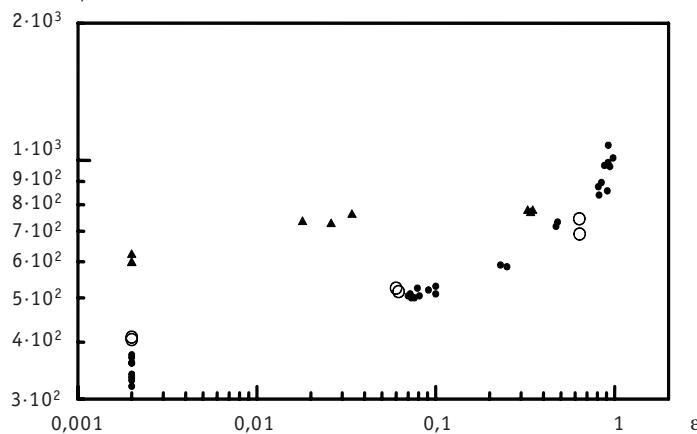


Рис. 3. Истинная диаграмма деформирования. Сегментные образцы: ● – $5 \cdot 10^{-3} \text{ с}^{-1}$; ○ – $5 \cdot 10^{-2} \text{ с}^{-1}$; ▲ – $1 \cdot 10^3 \text{ с}^{-1}$ деформирование до разрушения

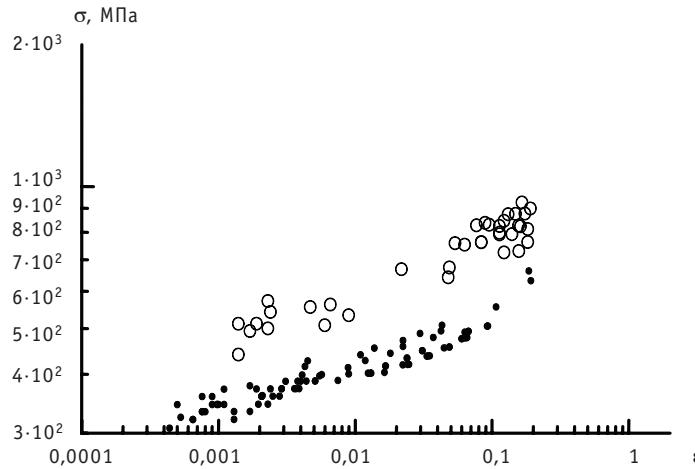


Рис. 4. Истинная диаграмма деформирования. Трубчатые образцы: ● – $2,5 \cdot 10^{-3} \text{ с}^{-1}$; ○ – $(1-5) \cdot 10^2 \text{ с}^{-1}$

где $\sigma_{0,2}$ – условный предел текучести; v_1, v_{11}, v_2, v_{21} – константы, предположительно не зависящие от типа образца (т.е. от текстуры и направления деформации).

Зависимость условного предела текучести от скорости деформации [18] и температуры [19] сплава Э110 вычисляется по формуле

$$\sigma_{0,2} = \exp(C_{10} + C_{11}N + C_{12}N^2 + C_{13}N^3) \cdot \exp(C_2 \cdot T) \cdot \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{0,0001} \right)^{C_3 + C_4 \cdot T}, \quad (2)$$

где $C_{10}, C_{11}, C_{12}, C_{13}$ – константы; N – номер типа образца ($N = 1, 2, 3, 4$ для кольцевых, цилиндрических, сегментных и трубчатых образцов соответственно); C_2, C_3, C_4 – параметры, описывающие свойства материала; T – температура, К; $\dot{\varepsilon}$ – скорость деформации, с^{-1} . Все параметры уравнения (2) могут быть определены применением регрессионного анализа [20] к полученным экспериментальным данным, за исключением параметров C_2 и C_4 , описывающих температурную зависимость предела текучести, взятых из работы [18]: $C_2 = -0,002951$ и $C_4 = 9,311 \cdot 10^{-5}$. Для дальнейшего анализа экспериментальных результатов объединим уравнения (1) и (2):

$$\sigma(N, \varepsilon, \dot{\varepsilon}) = \begin{cases} \exp(C_{10} + C_{11}N + C_{12}N^2 + C_{13}N^3) \cdot \exp(-0,002951 \cdot T) \times \\ \times \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{0,0001} \right)^{C_3 + 9,311 \cdot 10^{-5} \cdot T} \cdot \left(\frac{\varepsilon}{0,002} \right)^{v_1 + v_{11} \cdot \ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{0,0001}\right)} & \text{при } \varepsilon \leq \varepsilon_2 \\ \exp(C_{10} + C_{11}N + C_{12}N^2 + C_{13}N^3) \cdot \exp(-0,002951 \cdot T) \cdot \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{0,0001} \right)^{C_3 + 9,311 \cdot 10^{-5} \cdot T} \times \\ \times \left(\frac{\varepsilon_2}{0,002} \right)^{v_1 + v_{11} \cdot \ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{0,0001}\right)} + \left(v_2 + v_{21} \cdot \ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{0,0001}\right) \right) \cdot (\varepsilon - \varepsilon_2) & \text{при } \varepsilon > \varepsilon_2. \end{cases} \quad (3)$$

Коэффициенты уравнения (3) были определены методом наименьших квадратов (табл. 1), при этом минимизировалась сумма

$$\sum_i [\ln(\sigma(\varepsilon_i, \dot{\varepsilon}_i)) - \ln(\sigma_i)]^2, \quad (4)$$

где i – номер испытания; σ_i – результат i -го испытания.

С целью проверки правомерности полученного уравнения и возможности его дальнейшего использования были вычислены значения относительных отклонений

экспериментальных точек от поверхности (3) для образцов каждого типа отдельно:

$$\xi_i = \frac{\sigma(\varepsilon_i, \dot{\varepsilon}_i) - \sigma_i}{\sigma(\varepsilon_i, \dot{\varepsilon}_i)}, \quad (5)$$

где ξ_i – некоторая реализация случайной величины ξ , обусловленная погрешностью измерений, неточностью изготовления образца, колебаниями химического состава сплава и т.д. Случайная величина ξ распределена нормально. Проверка этого факта проводилась по аппроксимации критерия согласия Шапиро-Уилка [21]. Оценки дисперсии и математического ожидания вычислялись в соответствии с ГОСТ Р 50779.10-2000.

Полученные оценки:

- математические ожидания величины ξ равны $9,3 \cdot 10^{-4}$; $4,6 \cdot 10^{-3}$; $1,5 \cdot 10^{-2}$; $1,9 \cdot 10^{-3}$, т.е. близки нулю для каждого типа образца – кольцевые, цилиндрические (ступенчатое нагружение), сегментные и трубчатые соответственно;
- стандартные отклонения практически совпадают: $7,0 \cdot 10^{-2}$; $7,0 \cdot 10^{-2}$; $1,0 \cdot 10^{-1}$; $6,3 \cdot 10^{-2}$ (соответственно для вышеуказанных образцов).

Значения коэффициентов уравнения (3)

Коэффициент	Значение
C_{10}	6,707471
C_{11}	-0,213245
C_{12}	0,120215
C_{13}	-0,017023
C_3	-0,002386402
v_1	0,083347
v_{11}	0,001939231
v_2	240,342327
v_{21}	30,491817
ε_2	0,181

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

1. Предложенное уравнение зависимости напряжения течения от величины истинной деформации (3) адекватно описывает экспериментальные данные.
2. Деформационное упрочнение сплава Э110 изотропно, так как параметры v_1 , v_{11} , v_2 , v_{21} , C_2 , C_3 , C_4 уравнения зависимости напряжения течения от величины истинной деформации не зависят от типа образца (текстуры и направления деформирования) и, таким образом, являются свойствами материала.

БЛАГОДАРНОСТИ

Авторы выражают признательность Министерству образования и науки РФ за поддержку в рамках Постановления Правительства РФ 220 (договор 11.G34.31.0051).

Литература

1. Решетников Ф.Г., Бибилашвили Ю.К., Головнин И.С. и др. Разработка, производство и эксплуатация тепловыделяющих элементов энергетических реакторов. – М.: Энергоатомиздат. – 1995. – Т.1. – 320 с.
2. Общие положения обеспечения безопасности атомных станций ОПБ-88/97 (ПНАЭГ-01-011-97). Введены в действие с 01.07.1998// Атомная энергия. – 1997. – Т. 83. – Вып. 6. – С. 469 – 497.
3. Правила ядерной безопасности реакторных установок атомных станций. НП-082-07. Введены в действие с 01.07.2008. Отпечатано в НТЦЯРБ. – 2007. – 48 с.
4. Spykman G., Martens D., Bour D., et al. Implementation of a cladding Failure Model for a Loss of Coolant Accident (LOCA)-Analysis in Transuranus/Enlarged Halden Programme Group Meeting High Burnup Fuel Performance, Safety and Reliability, (Rica Park Hotel Sandefjord, Norway. – 9-14 May). – 2004. – P. 62 – 69.
5. Jahingir M.N., Alvis J., Montgomery R.O. Analysis of Fuel Behavior During LOCA Tests Using FALCON MOD01/Proceedings of the Water Reactor Fuel Performance Meeting (Kyoto, Japan, 2005). – P. 800.

6. *Miettinen J., Stengerd J.-O., Kelppe S.*. Application of the Coupled Thermalhydraulic – Fuel Behaviour Code FRAPTRAN/GENFLO in LOCA Test Evaluations. SEGFSM Topical Meeting on LOCA Issues Argonne National Laboratory. May 25-26, 2004. – 1электрон. опт.диск (CD-ROM).
7. *Fedotov P.V., Goncharov A.A., Kumachev A.V. [et al.]*. Estimation of Water-Water Energy Reactor Fuel Rod Failure in Design Basis Accidents 2005 Water Reactor Fuel/Performance Meeting (Kyoto, Japan, 2-6 October, 2005). – Р. 835-837.
8. *Fedotov P.V., Nечаева О.А., Салатов А.В. [et al.]*. Universal Model of Zr-Alloys Plastic Straining Under VVER Design Basis Accident Condition/VI International Conference on WWER Fuel Performance, Modelling and Experimental Support (Albena, Bulgaria, 19-23 September, 2005). – Р. 529-548.
9. *Лошманов Л.П., Федотов П.В., Салатов А.В. [и др.]*. Образец для исследований деформационного поведения материала оболочки твэла реактора типа ВВЭР в тангенциальном направлении//Сб. науч. трудов. Т. 8. Нетрадиционная энергетика. Ядерная энергетика. – М.: МИФИ. – 2007. – С. 141-143.
10. *Лошманов Л.П.* Особенности ударных испытаний тонкостенных труб внутренним давлением//Заводская лаборатория. Диагностика материалов. – 2001. – №6. – С.45-47.
11. *Степанов Г.В.* Упруго-пластическое деформирование материалов под действием импульсных нагрузок. – Киев: Наукова думка. – 1979. – 268с.
12. *Кобылянский Г.П., Новоселов А.Е.* Радиационная стойкость циркония и сплавов на его основе: справочные материалы по реакторному материаловедению/Под ред. В.А. Цыканова – Димитровград.: ГНЦ РФ НИИАР. – 1996. – 176 с.
13. *Перлович Ю.А., Грехов М.М., Исаенкова М.Г. и др.* Изменение структуры и текстуры в объёме оболочечных труб из сплавов на основе циркония при ионно-плазменной обработке поверхности//ВАНТ. Серия: Физика радиационных повреждений и радиационное материаловедение. – 2004. – №3. – С. 59-65.
14. *Пирогов Е.Н., Перлович Ю.А. Исаенкова М.Г. и др.* Механизм сверхпластичности циркониевого сплава Н-1//Атомная энергия. – 1987. – №2. – С. 142-144.
15. *Лошманов Л.П., Федотов П.В., Нечаева О.А. и др.* Учет адиабатического разогрева образца при высокоскоростных механических испытаниях//Сб. науч. трудов. Т.8. Физико-технические проблемы нетрадиционной энергетики и мощная импульсная электрофизика. Физико-технические проблемы ядерной энергетики. – М.: МИФИ. – 2005. – С. 170-171.
16. *Астахов М.М., Логинов В.А., Лошманов Л.П.* Магнитно-импульсная установка для высокоскоростных испытаний материалов//Заводская лаборатория. Диагностика материалов. – №2, – 1990. – С.98-100.
17. *Лошманов Л.П., Федотов П.В.* Предельная скорость пластической деформации молибдена при растяжении//Деформация и разрушение материалов. – 2011. – №12. - С.7-14.
18. *Федотов П.В., Лошманов Л.П., Костюхина А.В. [и др.]*. Влияние скорости деформации на предел текучести сплава Э110//Заводская лаборатория. Диагностика материалов. – 2011. – №8. – С. 40-44.
19. *Федотов П.В., Лошманов Л.П., Костюхина А.В. и др.* Совместное влияние температуры и скорости деформации на предел текучести сплава Э110//Заводская лаборатория. Диагностика материалов. – 2012. – № 6. – С. 59-64.
20. *Дрейпер Н., Смит Г.* Прикладной регрессионный анализ. В 2 томах. – Т. 1. – М.: Финансы и статистика, 1986. – 369 с.
21. *Кобзарь А.И.* Прикладная математическая статистика. Для инженеров и научных работников. – М.: ФИЗМАТЛИТ, – 2006. – 816 с.

Поступила в редакцию 26.03.2012

**20 августа 2012 г. исполнилось 85 лет
ПАВЛУ ЛЕОНИДОВИЧУ КИРИЛЛОВУ**

талантливому ученому, опытному педагогу и руководителю, действительному члену Международной и Российской инженерных академий, Заслуженному деятелю науки и техники Российской Федерации, доктору технических наук, профессору, Почетному профессору ИАТЭ, советнику директора Института ядерных реакторов и теплофизики ГНЦ РФ-ФЭИ.

С самого начала трудовой деятельности ему посчастливило работать под руководством академика А.И.Лейпунского над проблемой освоения нового класса теплоносителей – жидких металлов. Это была пора создания первых экспериментальных стендов на натрии сплавах свинец-висмут и натрий-калий и других металлах, «романтическая пора» поиска пути в неизведанное, пора ошибок и радостных побед. На основе результатов экспериментов разрабатывались модели и методы прогнозирования процессов отвода тепла в активных зонах, теплообменниках и парогенераторах ядерных реакторов, совершенствовались полуэмпирические теории кризиса теплообмена в пучках труб. В последующие годы были созданы методы описания критических тепловых потоков в различных каналах, в том числе в каналах сборок реакторов ВВЭР.

Выполненные П.Л. Кирилловым и под его руководством работы по теплофизическому обоснованию реакторов с охлаждением жидкими металлами, включая гидродинамику и теплообмен в активных зонах, гидродинамику контуров, кризис теплообмена, технологию теплоносителей получили широкую известность.

В 1980 г. по инициативе П.Л. Кириллова в теплофизическом отделении был создан Центр теплофизических данных с целью анализа и выработки расчетных рекомендаций для конструкторов ядерных энергетических установок. Таким образом удалось собрать и сохранить массу уникальных данных по теплофизике ЯЭУ, накопленных ранее в ФЭИ и других организациях.

Под его руководством был создан Координационный совет по теплофизике из представителей различных институтов, разных ведомств и организаций для обсуждения острых научных и текущих задач.

Результаты работ П.Л. Кириллова нашли непосредственное применение в строящихся и действующих реакторах, таких как БР-5, 10; БОР-60, БН-350, БН-600 и БН-800. Список его научных трудов включает более 400 наименований. С его авторитетным мнением считаются и руководители проектов, и известные ученые.

Значителен вклад П.Л. Кириллова и в развитие международного научно-технического сотрудничества. При его активном участии у теплофизиков ФЭИ установились прочные научные связи с организациями многих стран, что принесло П.Л. Кириллову и его сотрудникам мировую известность.

В последние годы Павел Леонидович вместе с группой энтузиастов занимается новым направлением совершенствования АЭС с легководными реакторами, а именно, концепцией инновационной РУ ВВЭР-СКД с реактором, охлаждаемым водой сверхкритического давления. На повестке дня – разработка основ физических



ЯДЕРНАЯ ЭНЕРГЕТИКА В ЛИЦАХ. PERSONALIA

расчетов и расчета теплообмена при сверхкритических параметрах воды применительно к такому реактору и подтверждение экономической осуществимости проекта, опирающегося на хорошо освоенные технологии в тепловой и атомной энергетике. Твердо веря, что истолкователем природы является опыт, он настойчиво доказывает необходимость экспериментального подтверждения новых идей, разработка которых уже начата в разных странах.

С 1956 г. Павел Леонидович активно работает в составе коллектива Обнинского филиала МИФИ, а затем Института атомной энергетики (ИАТЭ). В 1972 г. он возглавил кафедру теплофизики, преобразованную в 1976 г. в кафедру атомных электростанций. Он привлек к работе со студентами многих сотрудников ФЭИ, непосредственно участвующих в разработке проектов и создании атомных установок. Это позволило поднять преподавание специальных дисциплин на высокий уровень. За эти годы его лекции прослушали более 6000 молодых специалистов, которые нашли свою инженерную судьбу на атомных станциях, в НИИ и КБ. Многие из них выросли в больших ученых и руководителей.

Понимая, что каждое поколение должно передать следующему за ним не только найденные факты, но и часть своей души, он не жалеет сил для передачи накопленных знаний. Им подготовлено 17 кандидатов наук, многие из которых уже имеют докторские степени. Он является автором книг, справочников, учебников, учебных пособий, по которым обучаются студенты не только ИАТЭ, но и других вузов. А последние монографии «Имена и числа подобия» являются собой образец талантливой литературы, сочетающей научные знания с историческими путями их формирования.

В настоящее время коллектив ветеранов теплофизики во главе с П.Л.Кирилловым готовит новое фундаментальное справочное издание по теплогидравлическим расчетам ядерных реакторов, которое, несомненно, будет востребовано новыми поколениями специалистов.

Патриарх теплофизики ФЭИ П.Л. Кириллов – оптимист в жизни и в науке. Со спокойным достоинством, отличаясь энциклопедичностью знаний, он дает пример глубокого проникновения в суть явлений, умения предвидеть развитие событий. В общении с ним себя комфортно чувствуют и студенты, и маститые ученые. Это потому, что он сам – весьма деликатный и уважительный человек.

Он как всегда активен и полон творческих идей, обладая феноменальной трудоспособностью и дисциплиной. Энергия и позитивный заряд, который продолжает нести Павел Леонидович, обещают новые результаты.

Друзья, коллеги и ученики от всей души поздравляют Павла Леонидовича Кириллова с юбилеем и желают ему крепкого здоровья, творческого долголетия, успехов во всей его многогранной деятельности.

**20 сентября 2012 года исполнилось 80 лет
доктору технических наук, профессору,
Заслуженному деятелю науки и техники РФ
ВЛАДИСЛАВУ АЛЕКСЕЕВИЧУ ОСТРЕЙКОВСКОМУ**

В 1956 г. Владислав Алексеевич закончил Ленинградскую Краснознаменную военно-воздушную академию им. Можайского. После учебы работал в Дальней авиации. С 1964 по 1974 гг. – в Пермском высшем командно-инженерном училище ракетных войск стратегического назначения, с 1974 по 1997 гг. – в Обнинском институте атомной энергетики (ИАТЭ), а ныне – в Сургутском государственном университете (оставаясь при этом профессором ИАТЭ).

В 1964 г. защитил кандидатскую диссертацию по теме «Исследование надежности оборудования летательных аппаратов», а в 1984 г. – докторскую диссертацию «Многофакторные испытания на надежность элементов и систем летательных аппаратов и ядерных энергетических установок». Опубликовал около 400 научных трудов.

Свои научные исследования он начал в 1960-е гг. со статистической оценки надежности сложных технических систем различного назначения. В дальнейшем (в 1990-е гг.) задача расширяется до прогнозирования старения и ресурса оборудования. Следующий шаг – вероятностный анализ безопасности атомных станций, базирующийся на частных оценках надежности систем и вероятностной оценке наступления событий. Логическим продолжением стало расширение спектра используемых методов и анализируемых свойств систем. Его монография, посвященная анализу устойчивости и управляемости динамических систем методами теории катастроф (2005 г.) стала очень серьезным вкладом в теорию сложных систем. В текущем 2012 г. ему удалось «собрать» свои многочисленные наработки в ядерной и нефтегазовой отраслях в сравнительно небольшую, но необычайно емкую монографию «Математические модели техногенного риска».

Владислав Алексеевич воспитал плеяду учеников и последователей в Перми, Обнинске и Сургуте. Под его руководством и с его участием защищены почти 40 кандидатских диссертаций и более десятка докторских. Он внес определяющий вклад в становление факультета кибернетики и всех его выпускающих кафедр в Обнинском институте атомной энергетики. Четверть века он входит в различные учебно-методические советы и комиссии по информатике, вычислительной технике и информационным системам Минобрнауки РФ. Он издал более 80 учебных пособий и учебников как в вузовских издательствах, так и в «Высшей школе». Его учебник по информатике пережил многочисленные переиздания и сегодня используется практически во всех вузах и техникумах страны.

Острейковский В.А. – академик Международной академии информатизации, Человек 1995 года в области кибернетики по версии Кембриджского университета, член многочисленных советов и редколлегий, председатель докторской комиссии по системному анализу в Сургутском университете. Он ведет активную научную и общественную жизнь и по-прежнему служит примером для подражания своим многочисленным коллегам, ученикам и друзьям. Поздравляем с юбилеем!!!



**7 июля 2012 г. исполнилось 75 лет
заведующему кафедрой общей и специальной физики ИАТЭ НИЯУ МИФИ,
профессору, доктору физико-математических наук,
Заслуженному работнику высшей школы РФ
ЮРИЮ АЛЕКСАНДРОВИЧУ КОРОВИНУ.**



Под руководством Юрия Александровича на кафедре совершенствуется процесс обучения общим и специальным разделам физики специалистов атомной и других высокотехнологичных отраслей, органически сочетающий в себе фундаментальность и систематичность российской образовательной школы с современными обучающими технологиями.

Область научных интересов Юрия Александровича простирается от физики высокоэнергетических взаимодействий до прогнозных исследований приоритетов развития ядерных технологий. Юрий Александрович – один из основателей нового направления в ядерной энергетике – концепции гибридных ядерно-энергетических систем. Данное направление в настоящее время активным образом развивается и приобретает практические черты в странах ОЭСР.

Юрий Александрович автор более 240-ка научных публикаций; 10-ти учебно-методических пособий и 4-х монографий; руководитель более 20-ти научно-образовательных проектов в областях физики и ядерных технологий, в том числе международных; пяти изобретений. В числе его учеников два доктора и 12 кандидатов наук. Юрий Александрович является экспертом МАГАТЭ. Его ученики успешно трудятся в ведущих мировых научных и образовательных центрах, международных организациях. Особенно ценно то, что Юрий Александрович активное внимание уделяет работе со школьниками, в том числе профориентационной, формируя и выстраивая цепочку школа-вуз-отрасль.

Масштабы и важность 55-летней работы неоднократно были отмечены почетными знаками, медалями и орденами.

Сердечно поздравляем Вас с юбилеем! Юрий Александрович, мы уверены, что та жизненная энергия и энтузиазм, которыми Вы полны, позволят еще на протяжении многих лет организовывать плодотворную и интересную работу не только на кафедре, но и во всем университете. Мы искренне желаем Вам и вашей семье крепкого здоровья, благополучия и дальнейших творческих успехов!

5 августа 2012 года исполнилось 75 лет
доктору технических наук, профессору,
заведующему кафедрой «Автоматика, контроль и диагностика»
ИАТЭ НИЯУ МИФИ АДОЛЬФУ ИВАНОВИЧУ ТРОФИМОВУ.



А.И. Трофимов прошел сложный жизненный путь. После окончания средней школы в 1954 году он закончил техническое училище и работал на заводе электрослесарем пятого разряда. С 1956 по 1959 г. служил в рядах Советской армии. В 1959 году поступил в Томский политехнический институт, который закончил в 1964 году. С 1964 по 1968 гг. работал на АЭС Сибирского химического комбината в должности начальника смены цеха ТАИ. В 1968 г. перешел в отделение №1 ТПИ (Северная технологическая академия), где работал старшим преподавателем, заведующим кафедрой, директором.

В 1986 г. был переведен в Обнинский институт атомной энергетики (ИАТЭ) на должность проректора по научной работе. В 1991 г. организовал кафедру «Автоматика, контроль и диагностика» и по настоящее время является ее заведующим и научным руководителем проблемной лаборатории «Контроль и диагностика АЭС».

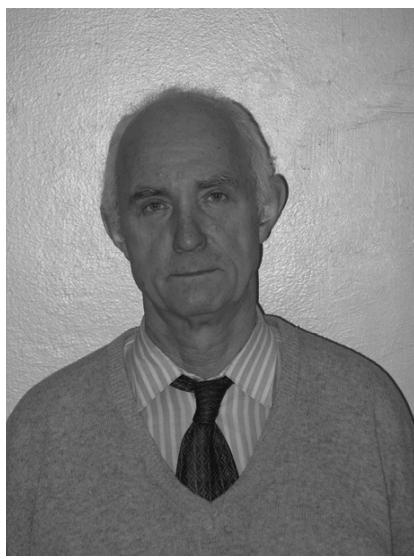
Научная работа А.И. Трофимова связана с атомной энергетикой. Под его научным руководством разработаны система контроля технологических каналов реактора РБМК, уровнемеры в химических установках по переработке ядерного топлива, ультразвуковые методы контроля и снятия напряжений в оборудование АЭС. Новизна научных работ подтверждена четырьмя научными открытиями, авторскими свидетельствами по изобретениям и патентами. Список его научных работ составляет 440 наименований, из них 23 монографии.

А.И. Трофимов является Заслуженным деятелем науки РФ, Почетным работником высшего и специального образования России. За результаты научных работ в области атомной энергетики он награжден серебряной медалью «За повышение безопасности АЭС», наградными знаками «Академик Курчатов», «Е.П. Славский» и орденом «Знак Почета».

Уважаемый Адольф Иванович, желаем Вам успехов во всех начинаниях Вашей творческой деятельности!

Товарищи по работе

**5 июня 2012 г. исполнилось 75 лет
доктору технических наук, профессору
АНАТОЛИЮ НИКОЛАЕВИЧУ ШМЕЛЕВУ**



Уважаемый Анатолий Николаевич!

Редакция журнала сердечно поздравляет Вас с 75-летием! Мы счастливы работать вместе с таким интеллигентным человеком и ученым-энциклопедистом как Вы.

Всегда с нетерпением ждем Ваших критических замечаний к новым статьям. Обладая необыкновенной широтой и глубиной знаний, Вы задаете простые по форме и глубокие по содержанию вопросы. Чтобы добыть золото, старателю приходится перерабатывать огромное количество пустой породы. Настоящий ученый должен уметь выбрать из огромного количества информации те единственныe и главные взаимосвязи, которые определяют физическую суть явлений. Вы это делаете из года в год, десятилетиями, с постоянством, вызывающим искреннее восхищение.

Издание статей с Вашим участием – всегда событие, подтверждающее высокий уровень нашего журнала. В статьях всегда рассматриваются важные проблемы и предлагаются необычные и оригинальные решения. Поражает простота используемых для этого моделей и приближений.

Кто не был на Ваших лекциях в студенческой аудитории и не слышал Ваших докладов на научных конференциях, тот даже не может себе представить, как много он потерял. Любое Ваше выступление – это лекция по форме и научный доклад по содержанию. Вам удается самое трудное – изложить сложные вещи простым языком.

Те, кто знают Вас лично, могут только пожалеть тех, кто знаком с Вами лишь заочно по редакционной работе и публикациям. Беседовать с Вами – истинное удовольствие, Вы видите в собеседнике прежде всего человека. Разговаривая, полностью посвящаете себя собеседнику, который не только узнает новые и полезные вещи, но чувствует себя центром Вашего внимания. Обаяние и доброта Ваших глаз вместе с легкой иронией подкупают и мы с радостью капитулируем перед ними.

Самый близкий круг Ваших друзей и коллег по работе бесконечно счастливы, что у нас есть такой замечательный друг и товарищ, с которым можно обсудить и получить мудрый совет не только по проблемам нейтронной физики, но и по жизненным вопросам.

Все мы, Ваши друзья и близкие, коллеги, хорошо знающие Вас и знакомые с Вами только по публикациям, от всей души поздравляем Вас с замечательным юбилеем. Желаем Вам хорошего настроения и крепкого здоровья. А если Вы все же изволите приболеть, то пусть это будет не сильно и недолго. Вы нам очень дороги и нужны. Мы хотим еще много раз поздравить Вас с юбилеями. Настоятельно просим Вас со своей стороны приложить все усилия, чтобы оправдать наши скромные пожелания и надежды.

Искренне Ваши, друзья и коллеги

**17 июля 2012 г. исполнилось 60 лет
профессору, доктору физико-математических наук,
ректору Национального исследовательского ядерного университета «МИФИ»
МИХАИЛУ НИКОЛАЕВИЧУ СТРИХАНОВУ**

Михаил Николаевич Стриханов закончил МИФИ в 1974 г. и трудился в его стенах почти четверть века. За это время он прошел путь от стажера-исследователя до проректора по международной образовательной и научной деятельности МИФИ. 1974–1998 гг. были особенно плодотворны для научной и преподавательской деятельности: 1978 г. – защита кандидатской диссертации; получение звание доцента; к сорокалетию он делает себе королевский подарок – защищает докторскую диссертацию и затем становится профессором.

Научная деятельность профессора М.Н. Стриханова отражена в четырех монографиях и более чем в двухстах публикациях в реферируемых журналах с высоким индексом цитирования. Михаил Николаевич активно участвует в международных научных проектах: с 1993 г. руководитель группы МИФИ в эксперименте STAR в Брукхейвенской национальной лаборатории (США), с 1997 г. – участник эксперимента ALICE (CERN).

В 1998 г. Михаил Николаевича призывают на оргработу в Министерство образования РФ. В течение девяти лет, используя добротный научный задел, он работает на разных руководящих должностях (от заместителя начальника Управления до заместителя Министра) и занимается вопросами развития и планирования научных исследований в высшей школе, участвует в разработке научно-технической и инновационной политики Министерства образования РФ.

2007 г. стал поворотным в судьбе Михаила Николаевича – он избирается ректором МИФИ. М.Н. Стриханов возвращается в Альма-матер с богатым опытом управленца. В это время он становится организатором создания крупной образовательной структуры по подготовке кадров для ядерной науки и промышленности, а также для развития научно-технических исследований в этом направлении.

2008 г. – год создания Национального исследовательского ядерного университета «МИФИ», ректором которого в том же году избирают Михаила Николаевича Стриханова. Сегодня НИЯУ МИФИ состоит из МИФИ и двух десятков удаленных обособленных структур, среди которых десять институтов-филиалов, политехники и колледжи, разбросанные по России – от Московской до Томской областей.

Михаил Николаевич востребован научной общественностью страны – он является членом ряда Советов, экспертных комиссий и редколлегий, возглавляет диссертационные советы. В частности, Михаил Николаевич – член Совета по науке, технологиям и образованию при Президенте Российской Федерации.

Перед НИЯУ МИФИ поставлена задача занять достойное место среди университетов нашей планеты. В решении этой задачи велика роль ректора.

*Редакция журнала желает своему коллеге крепкого здоровья и оптимизма,
удачи и везения, дружной команды единомышленников
и крепкого семейного тыла.*



ABSTRACTS OF THE PAPERS

УДК 621.039.51

Application of the Undetermined Lagrangian Coefficients Method in the Analysis on Consistency of Experiments on the Example of Systems with High Enriched Uranium from ICSBEP Handbook | Yu.E. Golovko; Editorial board of journal «Izvestia vishikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika» (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2012. – 13 pages, 13 tables, 3 illustrations. – References, 12 titles.

There are results of application of undetermined Lagrangian coefficients method in the analysis of consistency of experiments from ICSBEP Handbook in the current paper. It has been obtained biases to initial conditions of experiments (dimensions and concentrations) and to cross-sections based on the fact that criticality conditions in the real experiments have been strictly reached. Taking into account of these biases allows removing observed contradictions between calculation and experiment data which was not possible to remove using traditional Generalized list square method. Calculations have been made for experiments performed in SSC RF IPPE.

УДК 621.039.526: 621.039.59

Some Macroscopic Characteristics of Fast Reactor Cores of Intermediate Capacity | G.L. Khorasanov, A.I. Blokhin; Editorial board of journal «Izvestia vishikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika» (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2012. – 5 pages, 1 table, 3 illustrations. – References, 13 titles.

Mean neutron energies, one-group cross sections of neutron capture by uranium-238 and fission of americium-241 for the Russian reactors BN-600, BREST-300 and RBEC-340 (RBEC-M) are calculated using MCNP5 code. For RBEC-340 these characteristics are calculated for the reactor with its standard lead-bismuth coolant as well as for this reactor cooled with Pb-208, as it was proposed by the authors of the paper.

УДК 621.039.58

Nuclear Safety of Melt Localisator Device for NPP with WWER Reactor Model | N.V. Artamonov, A.S. Sidorov; Editorial board of journal «Izvestia vishikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika» (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2012. – 9 pages, 5 tables, 9 illustrations. – References, 19 titles.

Calculations of nuclear safety of melt localisator device for different types of NPP are presented. Basing on results analysis, recommendations regarding choice of sacrifice material for perspective melt localisator devices are given.

УДК 621.039.53

The Technique of Ultrasonic Testing of Two-Component Metal-Reflex Reaction Setup VC-50 | R.A. Globa, M.A. Trofimov; Editorial board of journal «Izvestia vishikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika» (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2012. – 4 pages, 4 illustrations. – References, 4 titles.

In JSC «NIIAR» operated research single-circuit reactor setup made the VK-50 boiling like. Feature of the setup made the VC-50 is that the reactor vessel consists of a two-component metal (the metal core thickness of 100 mm and a cladding corrosion thickness of 20 mm). During the ultrasound control the body was found several problems: control of deposition and to identify areas of fusion, control of the base metal, bred for the welding. In the developed technique provides a solution to these problems, which has found practical application

УДК 621.039.524.44:697.93

Simulation of Dynamics of Steam-Gas Front Distribution in Thermal Insulation of Power Plants Pipelines | P.A. Dvornikov, S.N. Kovtun, A.A. Budarin, V.P. Polionov, N.N. Titarenko, N.G. Roshchin, A.L. Matveev, E.L. Matveev; Editorial board of journal «Izvestia vishikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika»

(*Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering*) – Obninsk, 2012. – 8 pages, 5 illustrations. – References, 9 titles.

Dynamic processes in thermal insulation of power plants pipelines caused by depressurization are the goal of the research. Simulation of various leaks was realized by using adapted computer code «KUPOL-M» developed in SSC RF IPPE.

УДК 621.039.7

Assessment and prognosis of radioecological impact of the radioactive wastes storage sites of the «North-West Territorial District» Leningrad branch of FGUP «RosRAO» | I.I. Kryshev, A.Y. Pahomov, S.N. Brykin, V.G. Boulgakov, T.G. Sazykina, I.A. Pahomova, I.S. Serebryakov, N.S. Roznova, A.I. Kryshev, I.Y. Gaziev, K.V. Lunyova, M.A. Dmitrieva; Editorial board of journal «*Izvestia vissikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika*» (*Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering*) – Obninsk, 2012. – 10 pages, 7 tables, 2 illustrations. – References, 11 titles.

Analysis of radioecological situation was performed for the territories located near the radioactive waste storage sites of the «North-West Territorial District» Leningrad branch of FGUP «RosRAO». The planned annual dose from the regular releases is estimated to be $1,1 \cdot 10^{-4}$ mSv/year, which is two orders of magnitude lower than the level of negligible radiation risk. At present, annual doses are considerably lower than the permissible dose limits; they do not exceed 1-2% of the natural radiation background. Hypothetical scenario of radiation accident was developed; it was shown the absence of territories where obligatory measures of radiation protection of population should be applied in the case of such scenario. Outside the working areas dose rates to biota do not exceed the natural background levels.

УДК 621.039.003

Assessment of Russia Nuclear Power Development Model Sensitivity Analysis to Possible Changes of Selected Economic Parameters | A.F. Egorov, V.V. Korobeynikov, E.V. Poplavskaya, G.A. Fesenko; Editorial board of journal «*Izvestia vissikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika*» (*Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering*) – Obninsk, 2012. – 9 pages, 5 tables, 5 illustrations. – References, 4 titles.

Different variants of Russia nuclear power development scenarios are compared. The major technical and economic indicators are taken into account. In scenarios at price change for separate components of the system balance between thermal and fast reactors is changing, quantity of plutonium, quantity of demanded natural uranium, spent fuel volumes and a radioactive waste are estimated.

УДК 621.039.534

Iron Oxide Reference Electrodes in Solid Electrolyte Sensors Designed to Control the Thermodynamic Activity of Oxygen | P.N. Martynov, R.Sh. Askhadullin, K.D. Ivanov, M.E. Chernov, V.V. Ylyanov, V.M. Shelemelev, R.P. Sadovnichy, R.Yu. Cheporov, S.-A.S. Niyazov; Editorial board of journal «*Izvestia vissikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika*» (*Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering*) – Obninsk, 2012. – 6 pages, 4 illustrations. – References, 5 titles.

The paper presents results on the use of iron oxide reference electrode in the oxygen activity sensors used to measure the oxygen activity in heavy liquid metal coolants. The specific features of the operation of the sensor with iron oxide reference electrode are established and comparative characteristics with respect to other applicable reference electrodes are presented. Conclusions on the reasonability of its use for measurement of oxygen activity in liquid metal media are drawn.

УДК 621.039.534

Peculiarities of Metrological Calibration of Oxygen Activity Sensors in Liquid Metal Coolants | P.N. Martynov, R.Sh. Askhadullin, A.N. Storozhenko, M.E. Chernov, V.V. Ylyanov, V.M. Shelemelev, R.P. Sadovnichy, P.V. Kuzin; Editorial board of journal «*Izvestia vissikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika*» (*Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering*) – Obninsk, 2012. – 7 pages, 2 tables, 3 illustrations. – References, 5 titles.

The liquid metal coolants including lead containing metallic melts are used in a number of nuclear reactors at present. The impurities being contained in the coolant, primarily oxygen impurity, exert an important effect on its quality. Knowledge of the true values of the thermodynamic activity (TDA) of oxygen in different parts of the circuit enables this quantity to be held in a proper range. This is necessary to prevent slag formation and oxide phase crystallization in the "cold" parts of the circuit and preserve the protective oxide coating on the inner surfaces of structural materials in the "hot" sites. To do this, the OASCR calibration rig capable of reproducing the different modes of oxygen activity in liquid lead is constructed and tested. The OASCR calibration rig is entered in the State List. In SSC RF IPPE the OAA-1 analyzer is developed as well, to measure the oxygen activity in liquid lead and lead-bismuth. The analyzer makes it possible to take continuous remote measurements of the thermodynamic activity of oxygen in molten lead. In 2011 the OAA-1 analyzers were successfully tested using the OASCR test rig.

УДК 621.039.51

Optimization of Isotopic Composition Identification by Program Code MGAU using Statistical Methods | V.I. Boyko, M.E. Silaev, Y.V. Nedbaylo; Editorial board of journal «*Izvestia vissikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika*» (*Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering*) – Obninsk, 2012. – 6 pages, 2 illustrations. – References, 8 titles.

This paper includes statistical analysis of isotopic composition results that were got with program MGAU. Multivariate analysis was chosen as suitable statistical method. In accordance with results of analysis the recommendations were made for using of this program code in combination with Low Energy Germanium Detector. These recommendations give opportunity to optimize of measurement process of uranium isotopic composition.

УДК 621.039.51

IRT Research Reactor Burnup Calculation for the Analysis of Conversion to Low Enrichment Uranium Fuel | S.V. Ivakhin, A.I. Radaev, G.V. Tikhomirov, M.V. Shchurovskaya; Editorial board of journal «*Izvestia vissikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika*» (*Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering*) – Obninsk, 2012. – 10 pages, 5 tables, 4 illustrations. – References, 8 titles.

Neutronic characteristics of IRT-3M fuel assembly with dioxide high enrichment uranium (HEU) fuel and uranium-molybdenum low enrichment uranium (LEU) fuel are considered. Results of calculation of irradiated fuel isotope composition are presented. Test problems for IRT cells with HEU and LEU fuel calculated by MCU and MCNP codes are proposed.

УДК 621.311.25.004.7

Creation and Application of Multidimensional Information Models of NPP Unit for Decommissioning | B.K. Bylkin, V.L. Tikhonovsky, D.V. Chuyko; Editorial board of journal «*Izvestia vissikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika*» (*Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering*) – Obninsk, 2012. – 11 pages, 3 illustrations. – References, 10 titles.

Basic principles of the imitational modeling application for the nuclear power plant decommissioning planning have been described.

УДК 532.546

The comparison of Two Approaches for Calculation of the Force Interaction of the Two-Phase Flow with Tube Bundle | V.G. Asmolov, V.N. Blinkov, V.I. Melikhov, O.I. Melikhov, A.A. Nerovnov, Y.V. Parfenov; Editorial board of journal «*Izvestia vissikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika*» (*Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering*) – Obninsk, 2012. – 6 pages, 2 illustrations. – References, 10 titles.

The comparison of the two different approaches for simulation of the force interaction of the two-phase flow with the external surfaces is presented in the paper. The two-velocity two-phase flow model was developed for calculation of the two-phase pressure drop for the cross flow across tube bundle. The pressure drops across tube bundle were calculated with this model using two different approaches for simulation of the two-phase flow drag with the tube bundle. The calculated results

were compared with the experimental ones. The best approach for simulation of the two-phase flow drag with the tube bundle based on the empirical two-phase flow hydraulic resistance correlations was identified.

УДК 621.039.51

Experimental Determination of Power-Release in the Lead and Uranium Samples Irradiated by High-Energy Protons | A.A. Goverdovskiy, B.V. Kebadze, D.M. Kovalev, R.R. Chernov; Editorial board of journal «Izvestia vissikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika» (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2012. – 8 pages, 3 tables, 9 illustrations. – References, 2 titles.

The paper describes the development, laboratory tests, and accelerator experiments of a measurement procedure of power-release in lead and uranium samples. The measurement procedure involved provides a reliable measurement of temterature of the sample at its rate of the change of 0,1 K per minute. The power-release data received in the lead and uranium sample are very important for tackling the problems of optimization of heat-removal from the irradiated target sample. The results obtained contributes to the development of ADS.

УДК 621.039.5

Hydrodynamics and Heat Transfer in Reactor Installation «MASTER» | S.L. Dorohovich, Yu.A. Kazanskiy, A.A. Kazantsev, S.V. Kovalchuk, A.V. Levchenko, V.A. Levchenko, Yu.S. Yurev; Editorial board of journal «Izvestia vissikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika» (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2012. – 13 pages, 2 tables, 10 illustrations. – References, 6 titles.

The paper is concerned with results of calculation investigations of heat and hydrodynamic processes in reactor installation «MASTER». Designing and testing calculations using CFD-code «KANAL» were performed.

УДК 621.039.58: 536.423

Verification of TECH-M and KORSAR/GP Computer Codes on the Basis of Experimental Results Obtained on Large-scale Test Facility GE2M-PG | A.V. Morozov, O.V. Remizov, D.S. Kalyakin, V.I. Asyunin, V.I. Schekoldin, S.I. Zaitsev, M.O. Zakutaev; Editorial board of journal «Izvestia vissikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika» (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2012. – 11 pages, 1 table, 8 illustrations. – References, 8 titles.

The paper presents the results of calculations of the experiments conducted at the GE2M-PG test facility in SSC RF-IPPE. These experiments simulate the operation of steam generator during the cooling of the core of the “NPP-2006” VVER reactor by the joint action of passive safety systems HA-2 and PHRS in case of accidents with loss of primary coolant. The purpose of the work was to conduct a post test calculations and verification of computer codes TECH-M and KORSAR/GP in terms of modeling of heat transfer processes in a steam generator model at low heat fluxes in the presence of noncondensable gases, and without them. As a result of verification it is possible to conclude about the ability of computer codes to reproduce the phenomenon of non-condensable gases distribution, accumulation and their effects on heat transfer in a steam generator tube bundle.

УДК 621.039.534

Calculation of Heat Transfer at the Seven Heated Rod Assembly upon Supercritical Fluid Parameters | I.A. Chusov, A.S. Shelegov, V.I. Slobodchuk, V.F. Ukraintsev; Editorial board of journal «Izvestia vissikh uchebnikh zavedeniy. Yadernaya energetika» (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2012. – 8 pages, 9 illustrations. – References, 6 titles.

The results of calculation analysis of experiments on thermal hydraulic of the seven fuel pin assembly under supercritical coolant parameters are presented. Calculations were done in accordance with experimental condition and results of SSC RFIPPE on modeling coolant freon-12. Comparison between experimental and calculation results was carried out. Possible ways of improvement of calculation technique were discussed.

УДК 621.039.534

The protection of steel surface at use of freon in NPP such as «BREST» | E.A. Orlova, V.V. Alexeev, V.G. Gmurin, S.A. Zagrebaev, M.A. Orlov, Ya.N. Shirshov, A.N. Volov, I.Yu. Torbenkova, P.I. Tyichinskiy, M.C. Arsentev, E.Yu. Prochorova; Editorial board of journal «Izvestia vissikh uchebnikov zavedeniy. Yadernaya energetika» (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2012. – 7 pages, 3 tables, 5 illustrations. – References, 7 titles.

Using fluorine-containing freon as a coolant in the second contour of fast reactors with heavy liquid-metal coolant of BREST type allows considerably decrease pressure and rise safety. There is a possibility of decreasing stability of freon which contacts with steel with raised content of silicon, using in heat-exchange equipment of such reactors and impoverishment of steel surface by silicon owing to formation of gaseous connection of silicon with fluorine of SiF_4 .

Fundamental opportunity of formation of sheeting MgF_2 on steels of ferrite-martensite and austenite classes contacting with liquid magnesium and gaseous silicon tetrafluoride shown. The bending of steel samples on 135° has not resulted to bursting of a surface film. That testifies to plasticity and dense coupling of MgF_2 covering with a surface of steel.

УДК 621.039.534.25

Calculation of Permeability Parameters for Fibrous Porous Materials | N.N. Titarenko, P.A. Dvornikov, S.N. Kovtun, A.V. Pavlov, N.G. Roshchin, E.L. Matveev; Editorial board of journal «Izvestia vissikh uchebnikov zavedeniy. Yadernaya energetika» (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2012. – 9 pages, 5 illustrations. – References, 33 titles.

We have studied the recent publications in area of simulation of heat convection in a porous cylindrical layer. The calculation methods of determining the permeability factors for fibrous thermal insulation materials are considered. Comparison of calculation and experimental data for power plants pipelines thermal insulation operating in a wide range of temperatures is given.

УДК 620.172.254

Isotropic Deformation Hardening Alloy E110 at Statistic and High Rate Magnetic-Pulsed Deformation | P.V. Fedotov, L.P. Loshmanov, A.V. Kostuhina, E.A. Olevsky; Editorial board of journal «Izvestia vissikh uchebnikov zavedeniy. Yadernaya energetika» (Communications of Higher Schools. Nuclear Power Engineering) – Obninsk, 2012. – 7 pages, 1 table, 4 illustrations. – References, 21 titles.

The Results of alloy E110 tests in the strain rate range $2.4 \cdot 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ to $1 \cdot 10^3 \text{ s}^{-1}$ at room temperature are presented. The experimental data were received by means magnetic -pulsed and standart quasistatistical methods of loading in interval of rate deformation $2.4 \cdot 10^{-4} \text{ c}^{-1}$ – $1 \cdot 10^3 \text{ c}^{-1}$. The dependence flow stress from the true deformation (to ~ 1.2) ring, tubular and segmental specimens made from fuel tube $\varnothing 9.1 \cdot 7.73$ mm, as well as cylindrical samples are determined. Ring, tubular and segmental specimens have the same texture, but their deformation is carried out in different directions. Cylindrical samples have an another texture. Such tests give possibility to estimate the Influence of texture deformation and direction deformation on the deformation hardening of alloy. The Generalized equation of flow stress from the true deformation was offered with take into account the particular experimental results and the earlier elaborate Universal Model of Zr-Alloys plastic straining. On the base of the statistical analysis of experimental data and this Equation it was be shown that deformation hardening alloy is isotropically, i.e. does not depend on the texture of deformation alloy.

НАШИ АВТОРЫ

Артамонов Н.В. – аспирант, ведущий инженер ОАО «Атомэнергопроект».

Асхадуллин Р.Ш. – к.т.н., начальник отдела 15, доцент, Государственный научный центр Российской Федерации-Физико-энергетический институт им. А.И. Лейпунского (ГНЦ РФ-ФЭИ).

Асюнин В.И. – инженер ОАО ОКБ «Гидропресс». Область научных интересов: теплофизика. E-mail: asvi@mail.ru.

Бойко В.И. – д.ф.-м.н., профессор, заведующий кафедрой «Физико-энергетические установки» Физико-технического института Томского политехнического университета. Область научных интересов: ядерная энергетика. E-mail: +7(3822)701827, boyko@tpu.tu.

Брыкин С.Н. – к.т.н., начальник информационно-аналитического отдела ФГУП «РосРАО». Область научных интересов: охрана окружающей среды при обращении с радиоактивными отходами.

Булгаков В.Г. – к.ф.-м.н., директор Института проблем мониторинга – заместитель генерального директора ФГБУ «НПО «Тайфун». Область научных интересов: мониторинг окружающей среды. Тел.: (48439) 71631.

Былкин Б.К. – д.т.н., профессор, начальник отдела Института ядерных реакторов НИЦ «Курчатовский институт». Тел.: 8-499-196-72-05.

Газиев И.Я. – младший научный сотрудник ИПМ ФГБУ «НПО «Тайфун». Область научных интересов: радиоэкология, моделирование миграции радионуклидов в окружающей среде, анализ риска.

Говердовский А.А. – д.ф.-м.н., заместитель генерального директора ГНЦ РФ-ФЭИ.

Дмитриева М.А. – младший научный сотрудник ИПМ ФГБУ «НПО «Тайфун». Область научных интересов: радиоэкология, моделирование миграции радионуклидов в окружающей среде, анализ риска.

Дорохович С.Л. – к.т.н., заведующий лабораторией теплофизического моделирования, ЭНИМЦ «Моделирующие системы». Тел.: (48439)6-35-98.

Егоров А.Ф. – младший научный сотрудник в области разработки методов математических моделей и баз данных для системного анализа ЯТЦ в ГНЦ РФ-ФЭИ. Область научных интересов: математическое моделирование, технико-экономические аспекты ЯТЦ, системный анализ ядерной энергетики.

Зайцев С.И. – инженер-конструктор 1 категории ОАО ОКБ «Гидропресс». Область научных интересов: расчеты нестационарных процессов в ЯЭУ. E-mail: zaitsev@grpress.podolsk.ru.

Закутаев М.О. – начальник бюро ОАО ОКБ «Гидропресс». Область научных интересов: теплофизика. E-mail: zakutaev@grpress.podolsk.ru.

Иванов К.Д. – д.т.н., в.н.с. лаборатории 100 ГНЦ РФ-ФЭИ.

Казанский Ю.А. – д.ф.-м.н., профессор Обнинского института атомной энергетики НИЯУ МИФИ. Тел. (48439)3-56-78.

Казанцев А.А. – к.т.н., старший научный сотрудник ГНЦ РФ-ФЭИ. Тел.: (48439) 9-57-45.

Калыкин Д.С. – младший научный сотрудник ГНЦ РФ-ФЭИ. Область научных интересов: безопасность атомных станций с водоохлаждаемыми реакторами.

E-mail: dkalyakin@ippe.ru.

Кебадзе Б.В. – д.т.н., главный научный сотрудник лаборатории методов и средств измерения теплогидравлических параметров ЯЭУ ГНЦ РФ-ФЭИ. Область научных интересов: диагностика, измерение реакторных параметров. Тел. (48439) 9-87-91.

Ковалев Д.М. – инженер-исследователь лаборатории методов и средств измерения теплогидравлических параметров ЯЭУ ГНЦ РФ-ФЭИ. Тел. (48439) 9-42-89.

Ковальчук С.В. – инженер, ЭНИМЦ «Моделирующие системы». Тел.: (48439)6-35-98.

Коробейников В.В. – д.ф.-м.н., профессор, главный научный сотрудник ГНЦ РФ-ФЭИ.

Область научных интересов: физика ядерных реакторов на быстрых нейтронах, расчёты сложных систем методом Монте-Карло, системный анализ ядерной энергетики, проблемы нераспространения.

Крышев А.И. – д.б.н., заведующий лабораторией эколого-геофизического моделирования и анализа риска ФГБУ «НПО «Тайфун». Окончил физический факультет МГУ им. М.В. Ломоносова в 1997 г. Область научных интересов: радиоэкология, радиационная безопасность окружающей среды, моделирование миграции радионуклидов в экосистемах.

Крышев И.И. – д.ф.-м.н., профессор, главный научный сотрудник ФГБУ «НПО «Тайфун», академик РАЕН, эксперт НКДАР ООН, член РНКРЗ. Окончил физический факультет МГУ им. М.В. Ломоносова в 1973 г. Область научных интересов: радиоэкология, экологический мониторинг, анализ риска.

Левченко А.В. – к.т.н., заведующий лабораторией нейтронно-физического моделирования, ЭНИМЦ «Моделирующие системы». Тел.: (48439)6-35-98.

Левченко В.А. – к.т.н., директор ЭНИМЦ «Моделирующие системы». Тел.: (48439)6-35-98.

Лунева К.В. – младший научный сотрудник ИПМ ФГБУ «НПО «Тайфун». Область научных интересов: радиоэкология, моделирование миграции радионуклидов в окружающей среде, анализ риска.

Мартынов П.Н. – д.т.н., зам. ген. директора ГНЦ РФ-ФЭИ, директор Института инновационных технологий (ИИТ).

Морозов А.В. – к.т.н., ведущий научный сотрудник ГНЦ РФ-ФЭИ. Область научных интересов: пассивные системы безопасности АЭС с реактором ВВЭР, процессы тепло- и массообмена, водородная энергетика. E-mail: morozovandrey.email@gmail.com.

Недбайло Ю.В. – ассистент кафедры «Физико-энергетические установки» Физико-технического института Томского политехнического университета. Область научных интересов: методы неразрушающего анализа, статистический анализ.

E-mail: nedbaylo@tpu.ru.

Ниязов С.-А.С. – инженер лаборатории 100 ГНЦ РФ-ФЭИ.

Пахомов А.Ю. – к.б.н., старший научный сотрудник Фонда экологической безопасности энергетики (ФЭБЭ). Окончил географический факультет МГУ им. М.В. Ломоносова в 1998 г. Область научных интересов: радиоэкология, математическое моделирование в радиобиологии, оценка риска, радиационная безопасность окружающей среды. Тел.: (495) 955-22-60.

Пахомова И.А. – к.б.н., старший научный сотрудник Фонда экологической безопасности энергетики (ФЭБЭ). Окончила ОИАТЭ в 1996 г. Область научных интересов: экология, радиобиология, радиоэкология, дозиметрия, математическое моделирование в экологии, оценка риска, радиационная безопасность окружающей среды. Тел.: (495) 955-23-51.

Поплавская Е.В. – к.т.н., начальник лаборатории системного анализа атомной энергетики и ядерного топливного цикла с учетом национальных и международных тенденций развития в ГНЦ РФ-ФЭИ. Область научных интересов: физика ядерных реакторов на быстрых нейтронах, технико-экономические аспекты ядерных реакторов на быстрых нейтронах, системный анализ ядерной энергетики.

Ремизов О.В. – к.т.н., ведущий научный сотрудник ГНЦ РФ-ФЭИ. Область научных интересов: Безопасность АЭС с реактором ВВЭР, процессы тепло- и массообмена. E-mail: remizov@ippe.ru.

Рознова Н.С. – главный специалист ФГУП «РосРАО». Область научных интересов – охрана окружающей среды при обращении с радиоактивными отходами

Садовничий Р.П. – м.н.с. лаборатории 100 ГНЦ РФ-ФЭИ.

Сазыкина Т.Г. – д.ф.-м.н., ведущий научный сотрудник ФГБУ «НПО «Тайфун». Окончила физический факультет МГУ им. М.В. Ломоносова в 1975 г. Область научных интересов:

радиоэкология, радиационная безопасность, математическое моделирование в экологии.
Тел.: (48439) 71989.

Серебряков И.С. – к.т.н., начальник отдела РАО ФГУП «РосРАО». Область научных интересов: охрана окружающей среды при обращении с радиоактивными отходами.

Сидоров А.С. – к.т.н., начальник отдела ОАО «Атомэнергопроект».

Силаев М.Е. – к.т.н., доцент кафедры «Физико-энергетические установки» Физико-технического института Томского политехнического университета. Область научных интересов: учет, контроль и физическая защита ядерных материалов. E-mail: silaev@tpu.ru.

Стороженко А.Н. – к.т.н., начальник лаборатории 100, ГНЦ РФ-ФЭИ.

Тихоновский В.Л. – к.т.н., директор департамента ЗАО «НЕОЛАНТ». Тел.: 8-499-999-00-00.

Ульянов В.В. – к.т.н., с.н.с. лаборатории 100, ГНЦ РФ-ФЭИ.

Фесенко Г.А. – к.ф.-м.н., доцент кафедры общей и специальной физики ИАТЭ НИИЯУ МИФИ Область научных интересов: системный анализ ядерной энергетики, моделирование ядерных энергетических систем, оценка конкурентоспособности инновационных реакторов и топливных циклов

Чепоров Р.Ю. – инженер 2 категории лаборатории 100 ГНЦ РФ-ФЭИ.

Чернов М.Е. – к.т.н., в.н.с. лаборатории 100 ГНЦ РФ-ФЭИ (48439) 94277.

Чернов Р.Р. – инженер-исследователь лаборатории методов и средств измерения теплогидравлических параметров ЯЭУ ГНЦ РФ-ФЭИ. Тел. (48439) 9-42-66.

Чуйко Д.В. – начальник отдела ЗАО «НЕОЛАНТ». Тел.: .8-499-999-00-00

Шелеметьев В.М. – н.с. лаборатории 100, ГНЦ РФ-ФЭИ.

Щеколдин В.И. – инженер-конструктор 1 категории ОАО ОКБ «Гидропресс». Область научных интересов: теплофизика. E-mail: schek60@mail.ru.

Юрьев Ю.С. – д.т.н., главный специалист ГНЦ РФ-ФЭИ. Тел.: (48439) 9-45-52.

OUR AUTHORS

Artamonov N.V. – post-graduated student, leading engineer of the JSC «Atomenergoproekt». **Askhadullin R.Sh.** – Cand. Sci. (Engineering) head of department 15, Associate professor of the State Scientific Center of Russian Federation – Institute for Physics and Power Engineering (SSC RF-IPPE).

Asyunin V.I. – engineer of the EDO «GIDROPRESS». Scientific interests: thermal physics.

Boulgakov V.G. – Cand. Sci. (Phys.-Math.), Director of the Institute for Problems of Environmental Monitoring of the Research and Production Association «Typhoon» – Deputy general director. Scientific interests: environmental monitoring.

Boyko V.I. – Dr. Sci. (Phys.-Math.), Professor, head of department of nuclear power plants, Institute of physics and technology, Tomsk polytechnic university. Scientific interests: nuclear power engineering.

Brykin S.N. – Cand. Sci. (Engineering), head of information and analytical department of the FGUP «RosRAO». Scientific interests: environmental protection, radioactive waste management.

Bylkin B.K. – Dr. Sci. (Engineering), Professor, chief of department of the Institute of nuclear reactors, NRC «Kurchatov institute».

Cheporov R.Y. – engineer of the laboratory 100, SSC RF-IPPE.

Chernov R.R. – engineer-researcher of laboratory of methods and tools for NPP thermohydraulic parameter measurement of the SSC RF-IPPE.

Chernov M.E. – Cand. Sci. (Engineering), leading researcher of the laboratory 100, SSC RF-IPPE. Phone: (48439) 94277.

Chuyko D.V. – division chief of the JSC NEOLANT.

Dmitrieva M.A. – Junior research scientist of the Institute for Problems of Environmental Monitoring (RPA «Typhoon»). Scientific interests: radioecology, modelling of radionuclides migration in the environment, risk analysis.

Dorohovich S.L. – Cand. Sci. (Engineering), head of laboratory of the Experimental Scientific-Research and Methodology Center «Simulation Systems».

Egorov A.F. – junior researcher in the field of mathematical models methods and data bases development for system analysis of nuclear fuel cycle of the SSC RF-IPPE. Scientific interests: mathematical modelling, technical and economic tendency of nuclear fuel cycle, nuclear energy systems analysis.

Fesenko G.A. – Cand. Sci. (Phys.-Math.), Associate professor of the general and special physics department INPE NRNU MEPhI. Scientific interests: systematic analysis of nuclear power, nuclear power systems modeling, assessment of competitiveness of innovative reactors and fuel cycles.

Gaziev I.Y. – Junior research scientist of the Institute for Problems of Environmental Monitoring (RPA «Typhoon»). Scientific interests – radioecology, modelling of radionuclides migration in the environment, risk analysis.

Goverdovskiy A.A. – Dr. Sci. (Phys.-Math.), Deputy General Director of the SSC RF-IPPE.

Ivanov K.D. – Dr. Sci. (Engineering), leading researcher of the laboratory 100, SSC RF-IPPE.

Kalyakin D.S. – junior researcher of the SSC RF-IPPE. Scientific interests: safety of nuclear power plants with water cooled reactors.

Kazanskiy Yu.A. – Dr. Sci. (Phys.-Math.), Professor of the Obninsk Institute of Nuclear power Engineering, National Research Nuclear University «MEPhI».

Kazantsev A.A. – Cand. Sci. (Engineering), senior scientific researcher of the SSC RF-IPPE.

Kebadze B.V. – Dr. Sci. (Engineering), chief researcher of laboratory of methods and tools for NPP thermohydraulic parameter measurement of the SSC RF-IPPE. Scientific interests: diagnostic, reactor parameters measurement.

Korobeynikov V.V. – Dr. Sci. (Phys.-Math.), Professor. Principal Scientist of Department, SSC RF-IPPE. Scientific interests: nuclear physics of fast reactors, calculations of complex systems using Monte Carlo, system analysis of nuclear energy, nonproliferation.

Kovalchuk S.V. – engineer of the Experimental Scientific-Research and Methodology Center «Simulation Systems».

Kovalev D.M. – engineer-researcher of laboratory of methods and tools for NPP thermohydraulic parameter measurement of the SSC RF-IPPE.

Kryshev A.I. – Dr. Sci. (Biol.), head of laboratory of the Institute for Problems of Environmental Monitoring of the Research and Production Association «Typhoon». Scientific interests: radioecology, radiation safety of the environment, modelling of radionuclides migration in ecosystems.

Kryshev I.I. – Dr. Sci. (Phys.-Math.), Professor, Main Researcher of the Institute for Problems of Environmental Monitoring of the Research and Production Association «Typhoon», Academician of the Russian Academy of Natural Sciences, expert of United Nations Scientific Committee on the Effects of Atomic Radiation. Graduated from the Moscow State University in 1973. The main areas of interest are radioecology, ecological monitoring, risk analysis.

Kuzin P.V. – laboratory assistant, laboratory 100, SSC RF-IPPE.

Levchenko A.V. – Cand. Sci. (Engineering), head of laboratory of the Experimental Scientific-Research and Methodology Center «Simulation Systems».

Levchenko V.A. – Cand. Sci. (Engineering), director of the Experimental Scientific-Research and Methodology Center «Simulation Systems».

Lunyova K.V. – junior research scientist of the Institute for Problems of Environmental Monitoring (RPA «Typhoon»). Scientific interests: radioecology, modelling of radionuclides migration in the environment, risk analysis.

Morozov A.V. – Cand. Sci. (Engineering), leading researcher of the SSC RF-IPPE. Scientific interests: passive safety systems of NPP with VVER, processes of heat and mass transfer, hydrogen energy.

Martynov P.N. – Dr. Sci. (Engineering), Deputy Director General of the SSC SSC RF-IPPE, Director of the Institute for Innovative Technologies of the SSC RF-IPPE.

Nedbaylo Y.V. – assistant of department of nuclear power plants, Institute of physics and technology, Tomsk polytechnic university. Scientific interests: methods of non-destructive assay, statistical methods.

Niyazov S.-A.S. – engineer of the laboratory 100, SSC RF-IPPE.

Pahomov A.Y. – PhD, senior researcher at the Fund environmental safety of energy (FESE). Graduated from the Moscow State University in 1998. Scientific interests: ecology, radiobiology, radioecology, mathematical modeling of ecological processes, risk assessment, radiation safety of the environment.

Pahomova I.A. – PhD, senior researcher at the Fund environmental Safety of Energy (FESE), graduated from the Obninsk Institute for Nuclear Power Engineering in 1996. Research interests are in the fields of ecology, radiobiology, radioecology, dosimetry, mathematical modeling in ecology, risk assessment, Radiation safety of environmental.

Poplavskaya E.V. – Cand. Sci. (Engineering), head of laboratory of system analysis of nuclear energy and the nuclear fuel cycle in accordance with national and international trends in the SSC RF-IPPE. Scientific interests: nuclear physics of fast reactors, technical and economic aspects of fast reactors, nuclear energy systems analysis.

Remizov O.V. – Cand. Sci. (Engineering), senior researcher of the SSC RF-IPPE. Scientific interests: safety of NPP with VVER reactor, processes of heat and mass transfer.

Roznova N.S. – chief specialist of the FSUE «RosRAO». Scientific interests: environmental protection, radioactive waste management.

Sadovnichy R.P. – junior researcher of the laboratory 100, SSC RF- IPPE.

Sazykina T.G. – Dr. Sci. (Phys.-Math.), Leading Research Scientist of the Institute for Problems of Environmental Monitoring of the Research and Production Association «Typhoon». Scientific interests: radioecology, radiation safety, mathematical modelling in ecology.

Schekoldin V.I. – design engineer of the first category of the EDO «GIDROPRESS». Scientific interests: thermal physics.

Serebryakov I.S. – Cand. Sci. (Engineering), chief of department of the FSUE «RosRAO». Scientific interests: environmental protection, radioactive waste management.

Shelemetev V.M. – researcher of the laboratory 100, SSC RF-IPPE.

Sidorov A.C. – Cand. Sci. (Engineering), head of the department of the JSC «Atomenergoproekt».

Silaev M.E. – Cand. Sci. (Engineering), Associate professor of department of nuclear power plants, Institute of physics and technology, Tomsk polytechnic university. Scientific interests interests: material Protection, Control and Accounting (MPC&A).

Storozhenko A.N. – Cand. Sci. (Engineering), head of the laboratory 100, SSC RF-IPPE.

Tikhonovsky V.L. – Cand. Sci. (Engineering), director of department, JSC NEOLANT.

Ylyanov V.V. – Cand. Sci. (Engineering), leading researcher of the laboratory 100, SSC RF-IPPE.

Yuriev Yu.S. – Dr. Sci. (Engineering), chief specialist of the SSC RF-IPPE.

Zaitsev S.I. – design engineer of the first category of the EDO «GIDROPRESS». Scientific interests: nonsteady processes calculations for nuclear plants.

Zakutaev M.O. – chief of design office of the EDO «GIDROPRESS». Scientific interests: thermal physics.