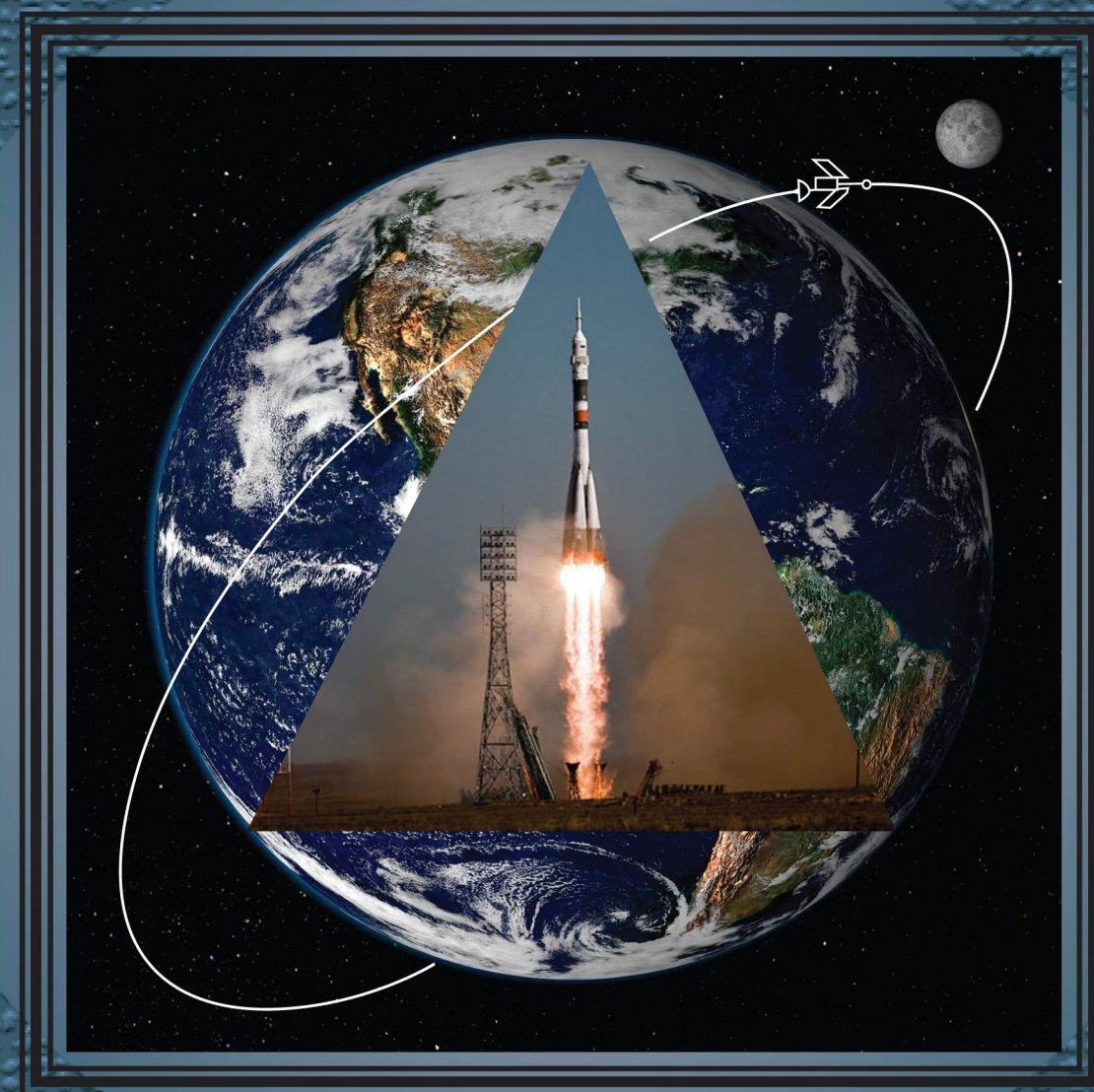


# КОНСТРУКЦИИ ИЗ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ

# 3



Москва 2022





## Все новейшие достижения и современные разработки предприятий оборонного комплекса — в научно-технических журналах ФГУП «НТЦ оборонного комплекса «Компас»

*ФГУП «Научно-технический центр оборонного комплекса «Компас» является издателем следующих научных журналов:*



Межотраслевой научно-технический журнал  
**Оборонный комплекс — научно-техническому прогрессу России**  
(4 выпуска)  
Подписной индекс **79379**  
**Издается с 1984 года**



Межотраслевой научно-технический журнал  
**Конструкции из композиционных материалов**  
(4 выпуска)  
Подписной индекс **80089**  
**Издается с 1981 года**



Научно-технический журнал  
**Информационные технологии в проектировании и производстве**  
(4 выпуска)  
Подписной индекс **79378**  
**Издается с 1976 года**



Межотраслевой научно-практический журнал  
**Экология промышленного производства**  
(4 выпуска)  
Подписной индекс **80090**  
**Издается с 1993 года**



Научно-практический журнал  
**Вопросы защиты информации**  
(4 выпуска)  
Подписной индекс **79187**  
**Издается с 1974 года**

*Все издания ФГУП «Научно-технический центр оборонного комплекса «Компас»:*

✓ включены решением ВАК Министерства науки и высшего образования России в перечень ведущих рецензируемых научных журналов и изданий, в которых должны быть опубликованы основные результаты диссертаций на соискание ученой степени кандидата и доктора наук;

✓ метаданные выпусков включены в базу данных Российского индекса научного цитирования (РИНЦ).

Более подробную информацию об изданиях, подписке, дополнительных услугах можно получить по тел.: 8 (495) 491-43-17, 8 (495) 491-77-67, 8 (495) 491-77-20 (подписка);  
факс: 8 (495) 491-44-80.  
E-mail: [izdanie@ntckompas.ru](mailto:izdanie@ntckompas.ru)

ФЕДЕРАЛЬНОЕ ГОСУДАРСТВЕННОЕ УНИТАРНОЕ ПРЕДПРИЯТИЕ  
«НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ ЦЕНТР ОБОРОННОГО КОМПЛЕКСА "КОМПАС"»

АКЦИОНЕРНОЕ ОБЩЕСТВО  
«ГОСУДАРСТВЕННЫЙ РАКЕТНЫЙ ЦЕНТР имени АКАДЕМИКА В. П. МАКЕЕВА»

АКЦИОНЕРНОЕ ОБЩЕСТВО  
«ИНФОРМАЦИОННЫЕ СПУТНИКОВЫЕ СИСТЕМЫ»  
имени АКАДЕМИКА М. Ф. РЕШЕТНЕВА»

**МЕЖОТРАСЛЕВОЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ ЖУРНАЛ**

# КОНСТРУКЦИИ ИЗ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ

Орган Научного совета РАН по механике  
конструкций из композиционных материалов

Выпуск 3 (163)

Издается с 1981 г.

Москва 2021

## СОДЕРЖАНИЕ

### ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО- ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ И РАСЧЕТ КОНСТРУКЦИЙ

Бабичев А. А., Васильев В. В., Разин А. Ф., Склезов А. А.,  
Шаныгин А. Н., Фомин Д. Ю., Марескин И. В. Иссле-  
дование сопротивления композитных сетчатых кон-  
струкций ударному повреждению ..... 3

Мокин Ю. А., Калашиников С. Т., Швалева Р. К. Оценка  
дисперсии коэффициентов возмущающих аэродина-  
мических моментов тангажа и рыскания тела враще-  
ния с малыми случайными искажениями поверхности  
композитного теплозащитного покрытия при сверх-  
звуковом обтекании ..... 7

### ТЕХНОЛОГИЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ, ОБРАБОТКИ И СОЕДИНЕНИЯ ИЗДЕЛИЙ

Смотрова С. А., Дунаевский А. И., Евдокимов Ю. Ю.,  
Потапов А. А., Трифонов И. В. Разработка и изгото-  
вление демонстратора силовой конструкции крыла са-  
молета малой авиации из отечественных полимерных  
композиционных материалов по технологии инте-  
грального формования ..... 14

Оспенникова О. Г., Ефимочкин И. Ю., Большакова А. Н.,  
Бобровский А. П., Дворецков Р. М. Получение мате-  
риалов системы Mo-Si-B механическим легирова-  
нием ..... 19

### КОНСТРУКЦИОННЫЕ И ФУНКЦИОНАЛЬНЫЕ МАТЕРИАЛЫ

Дудкина С. И., Андрюшин К. П., Андрюшина И. Н., Глазу-  
нова Е. В., Вербенко И. А., Резниченко Л. А. Материа-  
лы на основе многокомпонентных систем сложных ок-  
сидов для устройств пьезотехники ..... 26

### МЕТОДЫ ИССЛЕДОВАНИЯ СВОЙСТВ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ

Каменева А. Л., Бублик Н. В., Каменева Д. В. Влияние  
элементного состава и способа изготовления катодов  
на физико-механические, трибологические и адгези-  
онные свойства покрытий  $Ti_{1-x}Al_xN$ , формируемых  
электродуговым испарением ..... 33

Костин Г. Ф., Калашиников С. Т., Гусев В. В. Инженерный  
аналитический метод определения теплофизических  
характеристик материалов по результатам тепловых  
испытаний ..... 39

### КОНТРОЛЬ И ИСПЫТАНИЕ КОНСТРУКЦИЙ

Сергеев А. Н., Степанова Л. Н., Петрова Е. С., Чер-  
нова В. В. Прочностные испытания стыковых узлов  
авиационных лонжеронов из углепластика с использова-  
нием метода акустической эмиссии и тензометрии ..... 49

Спирягин В. В., Лесюк Е. А., Чмыхало А. И., Журкина Е. Ю.  
Методика определения рационального объема термо-  
отверждаемого компаунда для восстановления работо-  
способности теплообменных аппаратов ..... 57

**Главный редактор В. Г. Дегтярь**, акад. РАН, д-р техн. наук,  
генеральный директор, генеральный конструктор АО «ГРЦ Макеева»

**Заместитель главного редактора Н. А. Тестоедов**, чл.-кор. РАН, д-р техн. наук,  
генеральный директор АО «ИСС»

**Ответственный секретарь Л. А. Жарких**,  
ФГУП «НТЦ оборонного комплекса «Компас»

**Редакционная коллегия:**

**А. В. Беляков**, д-р хим. наук, проф., РХТУ им. Д. И. Менделеева; **А. А. Боков**, д-р физ.-мат. наук, проф., Университет им. Саймона Фрайзера, Канада; **О. Н. Будадин**, д-р техн. наук, проф., АО «ЦНИИСМ»; **С. В. Бухаров**, д-р техн. наук, проф., МАИ (НИУ); **В. В. Васильев**, акад. РАН, д-р техн. наук, ИПМ РАН; **В. Г. Дмитриев**, чл.-кор. РАН, д-р техн. наук, проф., ФГУП "ЦАГИ"; **С. Т. Калашников**, канд. техн. наук, АО "ГРЦ Макеева"; **А. Л. Каменева**, д-р техн. наук, доцент, ПНИПУ; **А. Н. Лихачев**, д-р техн. наук, проф., БГТУ «ВОЕНМЕХ» им. Д.Ф. Устинова; **Е. С. Лукин**, д-р техн. наук, проф., РХТУ им. Д. И. Менделеева; **С. А. Оглезнева**, д-р техн. наук, доцент, ПНИПУ; **А. В. Острик**, д-р техн. наук, проф., ИПХФ РАН; **Н. Г. Паничкин**, канд. физ.-мат. наук, доцент, ФГУП "ЦНИИМаш"; **Л. А. Резниченко**, д-р физ.-мат. наук, проф., НИИ физики ЮФУ; **С. Б. Сапожников**, д-р техн. наук, проф., НОЦ "Нанотехнологии" ЮУГУ; **Б. С. Сарбаев**, д-р техн. наук, проф., МГТУ им. Н. Э. Баумана; **И. Д. Симонов-Емельянов**, д-р техн. наук, проф., МИРЭА-Российский технологический университет (ИТХТ им. М. В. Ломоносова); **А. Н. Тимофеев**, д-р техн. наук, ОАО "Композит"; **В. И. Халиманович**, канд. физ.-мат. наук; проф., АО "ИСС"; **В. И. Хлыбов**, д-р физ.-мат. наук, АО "ГРЦ Макеева"; **Б. В. Щетанов**, д-р техн. наук, проф., ФГУП "ВИАМ" ГНЦ РФ

Тел. (495) 491-77-67  
E-mail: izdanie@ntckompas.ru

*Перепечатка материалов и использование их в любой форме, в том числе электронной, без предварительного письменного разрешения редакции не допускаются.*

- © Федеральное государственное унитарное предприятие «Научно-технический центр оборонного комплекса «Компас» (ФГУП «НТЦ оборонного комплекса «Компас»), 2021;
- © Акционерное общество «Государственный ракетный центр имени академика В. П. Макеева» (АО «ГРЦ Макеева»), 2021;
- © Акционерное общество «Информационные спутниковые системы» имени академика М. Ф. Решетнева» (АО «ИСС»), 2021

# ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ И РАСЧЕТ КОНСТРУКЦИЙ

УДК 539.3

DOI: 10.52190/2073-2562\_2021\_3\_3

## Исследование сопротивления композитных сетчатых конструкций ударному повреждению

А. А. БАБИЧЕВ, канд. техн. наук; В. В. ВАСИЛЬЕВ, д-р техн. наук;

А. Ф. РАЗИН, д-р техн. наук; А. А. СКЛЕЗНЕВ, канд. техн. наук

АО «Центральный НИИ специального машиностроения», г. Хотьково, Московская обл., Россия

А. Н. ШАНЫГИН, канд. техн. наук; Д. Ю. ФОМИН; И. В. МАРЕСКИН

Центральный аэрогидродинамический институт им. проф. Н. Е. Жуковского, г. Жуковский, Московская обл., Россия

*Экспериментально исследовано влияние поперечного ударного нагружения на прочность при сжатии композитных сетчатых конструкций. Исследуемые панели конструкции подвергали ударному воздействию различной интенсивности и последующему сжатию до разрушения. Установлено значительное влияние интенсивности ударного нагружения на несущую способность панели. Предложена и экспериментально обоснована конструкция панели, обладающая повышенным сопротивлением ударному воздействию.*

*Ключевые слова:* композитные материалы, сетчатые конструкции, ударное воздействие, прочность при сжатии.

Композитные сетчатые цилиндрические и конические оболочки, состоящие из системы спиральных и кольцевых рёбер, изготовленных из однонаправленного углепластика методом автоматической непрерывной намотки, и обладающие высокой степенью массового совершенства, получили широкое применение в отечественной ракетно-космической технике [1]. Они имеют хорошие перспективы в качестве элементов конструкции планера пассажирского самолёта [2]. Критическим

фактором, сдерживающим внедрение композитов в авиационные конструкции, является расслоение композитной обшивки самолёта при низкоскоростном ударном воздействии [3]. В этом отношении сетчатые конструкции, основными несущими элементами которых являются ребра, обладают определенными преимуществами по сравнению с традиционными стрингерными конструкциями с несущей обшивкой. Несущая способность сетчатых композитных конструкций фюзеляжа, крыла или оперения самолёта определяется рёбрами, относительная площадь которых составляет около 5 % площади поверхности, испытывающей ударное воздействие, и вероятность их повреждения сравнительно невелика. Тем не менее, во-первых, ударное воздействие на однонаправленные ребра приводит к их повреждению, и они должны быть защищены обшивкой. Во-вторых, исключается расслоение обшивки. Поскольку в сетчатых конструкциях обшивка не является несущей и требуется по условиям герметичности и аэродинамики, конструкция обшивки может быть выбрана, исходя не из требований прочности и жёсткости, а из условий, обеспечивающих наилучшее сопротивление ударному воздействию.

Цель работы — экспериментальное исследование прочности рёбер сетчатых конструкций после ударного воздействия с различной интенсивностью и разработка конструкции композитной обшивки, которая защищает ребра от удара и при этом не расслаивается.

**Бабичев Антон Александрович**, начальник отделения 10.

E-mail: 185@bk.ru

**Васильев Валерий Витальевич**, академик РАН, заместитель главного конструктора.

E-mail: vvvas@dol.ru

**Разин Александр Федорович**, генеральный директор и главный конструктор.

E-mail: tsniism@tsniism.ru

**Склезнев Андрей Анатольевич**, старший научный сотрудник.

E-mail: andrey@skleznev.ru

**Шаныгин Александр Николаевич**, начальник лаборатории НИО-3.

E-mail: alexander.shanygin@tsagi.ru

**Фомин Данил Юрьевич**, ведущий инженер лаборатории НИО-3.

E-mail: denver2613@yandex.ru

**Марескин Иван Владимирович**, младший научный сотрудник лаборатории НИО-3.

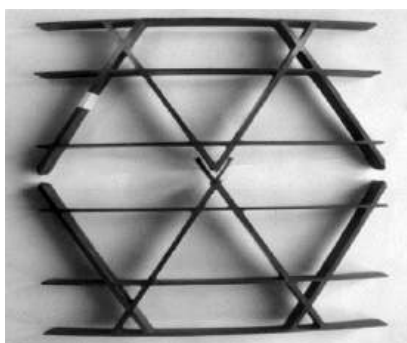
E-mail: mivan\_500@mail.ru

*Статья поступила в редакцию 1 апреля 2021 г.*

© Бабичев А. А., Васильев В. В., Разин А. Ф., Склезнев А. А., Шаныгин А. Н., Фомин Д. Ю., Марескин И. В., 2021

### Экспериментальное исследование влияния ударного воздействия на прочность при сжатии рёбер сетчатой конструкции

Исследованию подвергали панели, вырезанные из сетчатой цилиндрической оболочки (рис. 1, а), состоящей из системы спиральных и кольцевых рёбер, изготовленных из углепластика на основе волокон Т-300 и эпоксидного связующего ЭХД-МК. Поскольку критической для сетчатых конструкций является прочность ребра при сжатии, панели испытывали на сжатие в меридиональном направлении.



а



б

Рис. 1. Форма разрушения неповрежденной панели (а) и панели после удара с энергией 40 Дж (б)

На рис. 1, а показана форма разрушения панели, неподверженной ударному воздействию. Параметры сетчатой структуры:

- толщина панели (высота рёбер) 21 мм;
- угол спиральных рёбер по отношению к направлению нагружения  $26^\circ$ ;
- ширина сечения спиральных и кольцевых рёбер 4 и 3 мм соответственно;
- расстояние между спиральными рёбрами по нормали к их осям 138 мм.

Ударное воздействие осуществляли в срединную точку пересечения спиральных рёбер стальным ударником в форме конуса с вершиной, закруглённой с радиусом 8 мм [4]. Энергию ударного воздействия изменяли от 10 до 50 Дж. В результате ударного воздействия наблюдалось расслоение

рёбер, типичная форма которого, соответствующая удару с энергией 40 Дж, показана на рис. 1, б.

Зависимость относительной разрушающей нагрузки панели от энергии удара представлена на рис. 2.

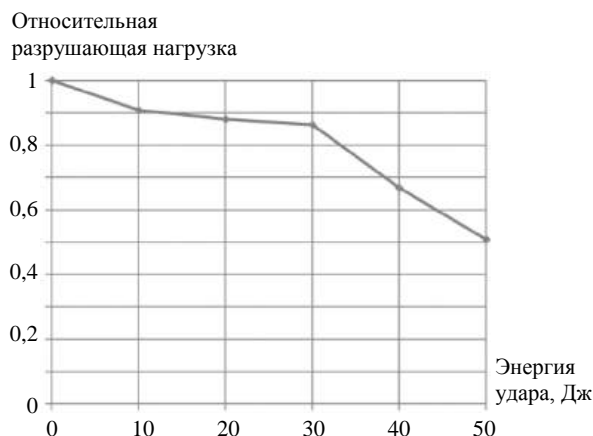


Рис. 2. Зависимость относительной разрушающей нагрузки от энергии удара

Как следует из рис. 2, ударное воздействие с энергией 50 Дж значительно (на 35 %) снижает прочность при сжатии сетчатой структуры.

### Конструкция защиты ребра от ударного воздействия

Исследование проводили на панели с одним ребром (рис. 3). Высота ребра из углепластика составляла 25 мм, толщина — 13 мм. Предварительное ударное нагружение изолированного ребра показало, что оно выдерживает без видимых повреждений ударное воздействие с энергией до 20 Дж. Удар с энергией 30 Дж и более приводит к расслоению ребра.

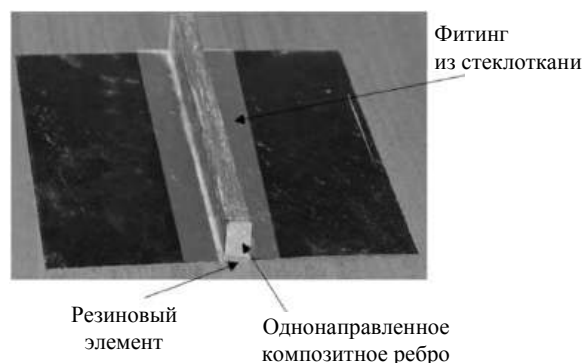


Рис. 3. Фотография образца с системой защиты

Для защиты ребра от удара использовали обшивку, изготовленную методом косослойной продольно-поперечной намотки [5]. Структура обшивки была образована методом кольцевой намотки несущим жгутом, пропитанным полимер-

ным связующим. На пути к оправке жгут проходит через кольцо, на котором установлены шпули с тонкими стеклянными нитями. В результате вращения кольца несущий жгут обматывается стеклянными нитями и укладывается на оправку. Прочность и жёсткость получаемой композитной обшивки в направлении оси оправки обеспечивается стеклянными волокнами, а в окружном направлении — волокнами несущего жгута. Соотношение прочности материала в осевом и кольцевом направлениях зависит от материала и площади сечения несущего жгута, количества шпуль на кольцо, скорости вращения кольца, скорости вращения оправки и скорости продольного движения раскладчика. Существенно, что толщина получаемой композитной обшивки формируется за один проход раскладчика и зависит от отношения скорости вращения оправки к скорости движения раскладчика. В результате образуется обшивка из композита, армированного в трансверсальном направлении стеклянными волокнами по всей толщине. Такая обшивка не имеет слоёв и, естественно, не расслаивается при ударе. Применительно к экспериментальной панели в качестве несущего использовали углеродный жгут. Толщина обшивки составила 2 мм.

В традиционных сетчатых конструкциях связь между рёбрами и обшивкой обеспечивается связующим. При ударном нагружении вполне вероятно отслоение рёбер от обшивки. Для устранения этого эффекта в экспериментальной панели использованы П-образные фитинги, которые с одной стороны охватывают ребра, а с другой — имеют полки, соединяющиеся с обшивкой (см. рис. 3).

Фитинги изготавливали из стеклоткани толщиной 0,1 мм. Традиционная технология сетчатых конструкций предусматривает укладку жгутов, образующих ребра, в пазы, сформированные в эластичном слое, которым покрывается оправка и который удаляется после намотки и отверждения конструкции. В случае традиционной технологии фитинги изготавливают предварительно и укладывают в пазы, формирующие ребра, перед их намоткой. Таким образом, наличие фитингов не усложняет существенно технологию изготовления сетчатых конструкций и не приводит к заметному повышению массы конструкций.

Необходимо заметить, что при ударе по обшивке в месте, где она соединяется с ребром, возникает ударная волна, которая может привести к появлению откольных напряжений, вызывающих расслоение ребра. Для снижения влияния этого эффекта между ребром и обшивкой вводят специальный демпфирующий слой. Технологически при намотке рёбер их высота не доводится до внутренней поверхности обшивки и в получаемый за-

зор вкладывается лента из сырой резины, ширина которой равна толщине ребра (см. рис. 3). При отверждении связующего резина вулканизуется и соединяет ребро с обшивкой.

Ударные и последующие статические испытания панели предлагаемой конструкции не выявили повреждений и снижения прочности при сжатии панели при энергии удара до 50 Дж. Диаграммы деформирования панели при сжатии до и после ударов с энергией 50 Дж показаны на рис. 4.

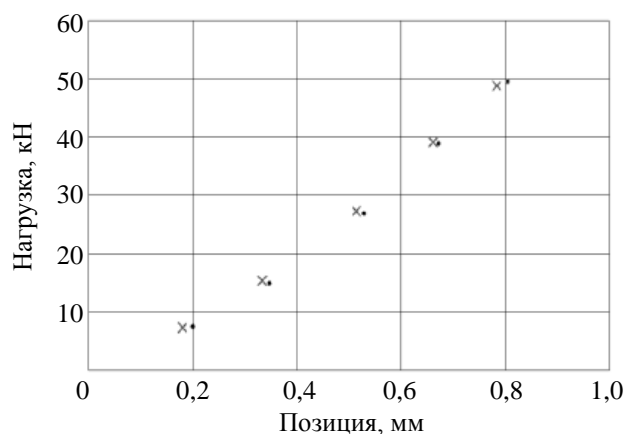


Рис. 4. Диаграмма нагружения до уровня эксплуатационных нагрузок:

крестики — исходный образец; точки — образец после ударного повреждения с энергией 50 Дж

## Заключение

Представлены результаты экспериментального исследования влияния энергии удара на прочность при сжатии сетчатых панелей, из которых следует, что удар с энергией, превышающей 30 Дж, значительно снижает прочность панели. Предложена конструкция защиты рёбер, обеспечивающая отсутствие повреждений при ударном воздействии с энергией до 50 Дж.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Васильев В. В., Барынин В. А., Разин А. Ф., Петровский С. А., Халиманович В. И. Анизотридные композитные сетчатые конструкции — разработка и приложение к космической технике // Композиты и наноструктуры. 2009. № 3. С. 38—50.
2. Васильев В. В., Разин А. Ф. Перспективы применения сетчатых композитных конструкций в гражданской авиации // Полет. 2016. № 11—12. С. 3—12.
3. Department of transportation. Federal Aviation Administration. "14 CFR Airworthiness standards: Transport category airplanes. 25—571 — Damage tolerance and fatigue evaluation of structure". — Washington, USA, 2010.
4. Standard test method for measuring the damage resistance of a fiber-reinforced polymer matrix composite to a drop-weight impact event. ASTM Standard D7136/D7136M-07.
5. Комков М. А., Тарасов В. А. Технология намотки композитных конструкций ракет и средств поражения. — М.: Изд-во МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2011. — 431 с.

## **Study of impact resistance of composite lattice structures**

A. A. BABICHEV, V. V. VASILIEV, A. F. RAZIN, A. A. SKLEZNEV

Central Institute of Special Machinery, Khotkovo, Moscow region, Russia

A. N. SHANYGIN, D. Yu. FOMIN, I. V. MARESKIN

Central Aerohydrodynamics Institute named after professor N. E. Zhukovsky,  
Zhukovskii, Moscow region, Russia

*The article is concerned with experimental study of the effect of transverse impact on compressive strength of composite lattice structures. Lattice panels were subjected to impact with various intensity and subsequent compression up to failure. Dramatic influence of impact intensity on the panels load carrying capacity has been observed. The panel structure with improved resistance to impact is proposed and experimentally verified.*

**Keywords:** composite materials, lattice structures, impact loading, strength under compression.



УДК 533.601.1; 629.7

DOI: 10.52190/2073-2562\_2021\_3\_7

## Оценка дисперсии коэффициентов возмущающих аэродинамических моментов тангажа и рыскания тела вращения с малыми случайными искажениями поверхности композитного теплозащитного покрытия при сверхзвуковом обтекании

<sup>1</sup> Ю. А. МОКИН, д-р физ.-мат. наук; <sup>1</sup> С. Т. КАЛАШНИКОВ, канд. техн. наук;  
<sup>1,2</sup> Р. К. ШВАЛЕВА

<sup>1</sup> Южно-Уральский федеральный научный центр минералогии и геоэкологии УрО РАН,  
г. Миасс, Челябинская обл., Россия

<sup>2</sup> АО «Государственный ракетный центр имени академика В. П. Макеева», г. Миасс, Челябинская обл., Россия

*Рассмотрен один из проблемных вопросов определения аэродинамических характеристик скоростных спускаемых летательных аппаратов (СЛА), имеющих форму тела вращения с малыми случайными вариациями поверхности композитного теплозащитного покрытия, — вопрос оценки масштаба дисперсии коэффициентов возмущающих аэродинамических моментов тангажа ( $D\{m_{z0}\}$ ) и рыскания ( $D\{m_{y0}\}$ ) при нулевом угле атаки в зависимости от определяющих параметров. На основании метода дифференциальной гипотезы локальности, используемого для расчета вариаций давления, и разложения вариации поверхности в ряд Фурье получено аналитическое интегральное решение поставленной задачи для тела вращения с заданной автокорреляционной функцией случайных вариаций его поверхности. Представлены графики, иллюстрирующие зависимость практически предельных значений коэффициентов тангажа ( $m_{z0}$ ) и рыскания ( $m_{y0}$ ) на уровне  $3\sigma\{m_{y0}\}$  от степени корреляционной зависимости для модельных автокорреляционных функций случайных искажений поверхности острого конуса с углом полураствора  $30^\circ$  при его обтекании с числом Маха  $M_\infty \cong 10$ . Проведен качественный анализ полученных зависимостей.*

**Ключевые слова:** сверхзвуковое обтекание, тело вращения, острый конус, композитный теплозащитный материал, слабая случайная вариация поверхности, малый угол атаки, коэффициенты аэродинамических возмущающих моментов тангажа и рыскания.

В числе проблемных вопросов определения аэродинамических характеристик тел вращения с малыми случайными пространственными искажениями внешней поверхности композитных теплозащитных материалов при сверх- и гиперзвуковом обтекании под малым углом атаки, рассмотренных в работе [1], отмечен вопрос оценки величины составляющей возмущающего аэродинамического момента, характеризуемой коэффициентами момента тангажа ( $m_{z0}$ ) и рыскания ( $m_{y0}$ ) в связанной системе координат  $OXYZ$  при нулевом пространственном угле атаки.

Величины  $m_{y0}$ ,  $m_{z0}$  являются аддитивными добавками к номинальным коэффициентам  $m_y$ ,  $m_z$  при малых углах атаки ( $\alpha$ ) и скольжения ( $\beta$ ). В ли-

нейном приближении для заданных условий обтекания тела вращения с малыми искажениями поверхности справедливы равенства

$$m_y(\alpha, \beta) = m_{y0} + m_z^\alpha \beta; \quad m_z(\alpha, \beta) = m_{z0} + m_z^\alpha \alpha,$$

где  $m_z^\alpha = dm_z(\alpha) / d\alpha|_{\alpha=0}$ .

Величины номинальных коэффициентов моментов тангажа и рыскания и добавок к ним определяются относительно заданной точки приведения с координатами  $(x_T, 0, 0)$ , находящейся на оси вращения исходной геометрии тела.

Проблемный характер вопроса оценки величин  $m_{y0}$ ,  $m_{z0}$  усугубляется в условиях неопределенности, отсутствия полной априорной информации о возможном качественном виде искажений поверхности, обусловленных многочисленностью влияющих факторов, в том числе случайного характера. Практическая значимость получения рациональных оценок величин возмущающих аэродинамических сил и моментов для задач динамики СЛА отражена в [2—4]. Там же приведены интегральные выражения для расчета  $m_{y0}$ ,  $m_{z0}$  при обтекании неосесимметричных тел по теории Ньютона.

**Мокин Юрий Александрович**, старший научный сотрудник.  
E-mail: ofpat@mail.ru, src@makeyev.ru

**Калашников Сергей Тимофеевич**, старший научный сотрудник — руководитель темы.

E-mail: ofpat@mail.ru, src@makeyev.ru

**Швалева Роза Камиловна**, младший научный сотрудник, инженер 1-й категории.

E-mail: src@makeyev.ru

Статья поступила в редакцию 14 мая 2021 г.

© Мокин Ю. А., Калашников С. Т., Швалева Р. К., 2021

Рассмотрим задачу оценки дисперсии коэффициентов возмущающих аэродинамических моментов тангажа ( $D\{m_{z0}\}$ ) и рыскания ( $D\{m_{y0}\}$ ) тела вращения с малыми случайными искажениями поверхности. Поверхности характеризуются заданной автокорреляционной функцией (АКФ). Модельный характер иллюстративного примера обусловлен не только выбором простейшей геометрии СЛА в форме острого конуса, но и априорным выбором качественного вида нескольких конкретно использованных стационарных АКФ, отражающего общую тенденцию к ослаблению корреляционной зависимости с увеличением расстояния между рассматриваемыми точками поверхности. Постановка и путь решения рассматриваемой задачи во многом аналогичны работе [5].

Представим уравнение поверхности тела вращения, затупленного или типа острого конуса (рис. 1) с малыми искажениями поверхности, в цилиндрической системе координат  $(x, r, \varphi)$ , ось  $OX$  направлена от носка к торцу, в виде

$$r(x, \varphi) = y(x) + \varepsilon \delta r(x, \varphi), \quad 0 \leq x \leq L; \quad 0 \leq \varphi \leq 2\pi, \quad (1)$$

где  $y(x)$  — уравнение образующей исходного тела;  
 $\delta r(x, \varphi)$  — слабая случайная вариация поверхности;

$L$  — длина тела;

$\varepsilon$  — параметр малости.

Пусть  $R_m$  и  $S_m = \pi R_m^2$  — радиус и площадь миделевого сечения тела,  $p(x) = y'(x) = \operatorname{tg} \theta_s$ ,  $\theta_s$  — угол наклона образующей тела к оси  $OX$ . Для частных производных функции (1) используем стандартные обозначения:  $p(x, \varphi) = \partial r(x, \varphi) / \partial x$ ;  $q(x, \varphi) = \partial r(x, \varphi) / \partial \varphi$ . Цилиндрическая система координат связана с исходной декартовой системой координат соотношениями:  $x = x$ ;  $y = r \cos \varphi$ ;  $z = r \sin \varphi$ .

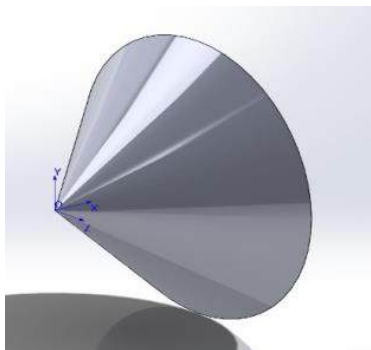


Рис. 1. Схема острого конуса

Предположим, что случайная функция (СФ) двух переменных  $\delta r(x, \varphi)$  удовлетворяет следующим условиям и допущениям:

а)  $\partial r(x, \varphi) \ll R_m$ ;

б)  $\partial[\delta r(x, \varphi)] / \partial x = \delta p \ll 1$ ;  $\partial[\delta r(x, \varphi)] / \partial \varphi = \delta q \ll 1$ ;

в)  $M\{\delta r(x, \varphi)\} = 0$  (математическое ожидание);

г) задана АКФ вариаций поверхности:

$$K_{\delta r}(x_1, x_2, \varphi_1, \varphi_2) = M\{\delta r(x_1, \varphi_1) \cdot \delta r(x_2, \varphi_2)\};$$

д) любая статистическая характеристика  $St$  вариаций поверхности инвариантна относительно операций их поворота на произвольный угол  $\Delta\varphi$  и зеркального отражения:

$$St\{\delta r(x, \varphi \pm \Delta\varphi)\} = St\{\delta r(x, \varphi)\};$$

$$St\{\delta r(x, -\varphi \pm \Delta\varphi)\} = St\{\delta r(x, \varphi)\}.$$

Условия (а) и (б) определяют слабость вариаций  $\delta r(x, \varphi)$ . Условие (в) исключает из рассмотрения детерминированные вариации поверхности. Условие (д) постулирует статистическое "равноправие" всех меридиональных сечений ( $\varphi = \text{const}$ ) и отсутствие априорного различия в окружных направлениях, по и против часовой стрелки относительно оси  $OX$ . Сделанные предположения позволяют рассматривать коэффициенты  $m_{y0}$ ,  $m_{z0}$  при заданных условиях обтекания тела с искажениями поверхности как случайные величины (СВ).

Условие (д) имеет следствия. Во-первых, математическое ожидание СВ  $m_{y0}$ ,  $m_{z0}$  из соображений симметрии равно нулю:  $M\{m_{y0}\} = M\{m_{z0}\} = 0$ , и их дисперсии равны:  $D\{m_{y0}\} = D\{m_{z0}\}$ . Таким образом, из основных статистических характеристик СВ  $m_{y0}$ ,  $m_{z0}$  требуется оценить только дисперсию  $D\{m_{z0}\}$ . Во-вторых, АКФ (г) стационарна по окружной координате  $\varphi$ , являясь функцией трёх аргументов:

$$K_{\delta r}(x_1, x_2, \varphi_1, \varphi_2) \Rightarrow K_{\delta r}(x_1, x_2, \omega), \quad \text{где } \omega = \varphi_2 - \varphi_1, \quad (2)$$

при этом четной по  $\omega$  и инвариантной относительно перестановки  $x_1 \leftrightarrow x_2$ . Заметим, что  $K_{\delta r}(x, x, 0) = D\{\delta r(x, \varphi)\} = D_0(x) = \sigma_0^2(x)$  определяет дисперсию вариаций поверхности,  $\sigma_0(x)$  — среднее квадратическое отклонение (СКО) вариаций поверхности.

Рассмотрим обтекание тела вращения с малыми искажениями поверхности (1) идеальным газом с заданным числом Маха  $M_\infty$  при  $\alpha = \beta = 0$ . В случае обтекания острого конуса с углом полураствора  $\theta$  предполагается реализация присоединенного скачка уплотнения, что гарантированно имеет место при  $\theta \leq 50^\circ$ . Для расчета коэффициента  $m_{z0}$  используем метод дифференциальной гипотезы локальности (ДГЛ) [6]. Особенности его применения для острого конуса описаны в [7].



Расчет коэффициента давления  $\Phi$  на поверхности тела (1) в рамках метода ДГЛ [6] при малых углах атаки производится на основе зависимости типа формулы Тейлора:

$$\Phi(x, \varphi) \approx \Phi(x) + \Phi_t(x) \Delta t + (1/2) \Phi_{tt}(x) \Delta t^2, \quad (3)$$

где  $t = \text{tg}(\alpha_m)$  — тангенс местного угла атаки;  $\Delta t = t(x, \varphi) - p(x)$ ;  $\Phi(x)$ ,  $\Phi_t(x)$ ,  $\Phi_{tt}(x)$  — коэффициенты-функции (3), вычисляемые для заданных условий обтекания для исходного контура тела с использованием "точных" или приближенных методов и (или) программ.

Зависимость коэффициента давления  $\Phi$  от угла  $\theta$  на поверхности острого конуса для заданных условий обтекания предполагаем заданной в виде дважды дифференцируемой функции  $\Phi = \Phi(p)$ . Расчет коэффициента давления на искаженной поверхности конуса (1) при малом угле атаки проведем в рамках метода касательных конусов с использованием заданной функции в форме  $\Phi = \Phi(t)$ . Последнее позволяет применить для расчета коэффициента  $\Phi$  на поверхности конуса (1) зависимость в формате метода ДГЛ [6]:

$$\Phi(x, \varphi) \approx \Phi(p) + \Phi_t(p) \Delta t + (1/2) \Phi_{tt}(p) \Delta t^2,$$

где  $\Phi_t = \Phi_p$ ;  $\Phi_{tt} = \Phi_{pp}$ . При гиперзвуковых скоростях для расчета коэффициента давления  $\Phi(p)$  на поверхности острого конуса может быть использована зависимость [8]

$$\Phi(\theta) = \left[ 2(k+1)(k+7)/(k+3)^2 \right] \sin^2 \theta \quad (4)$$

( $k$  — показатель адиабаты), называемая усовершенствованной формулой Ньютона для конуса. При сверхзвуковом обтекании известна приближенная аппроксимация [8]:

$$\Phi(\theta, M_\infty) = (0,0016 + 0,002 M_\infty^{-2}) \theta^{1,7}, \quad (5)$$

где  $\theta$  — угол конуса в градусах.

Для острого конуса с фиксированным углом  $\theta$  для заданных условий обтекания величины  $\Phi_t$ ,  $\Phi_{tt}$  не зависят от координаты  $x$ , и являются постоянными. Отметим также справедливость равенства  $\Phi_t = c_y^\alpha \sin 2\theta$  [5].

При известном распределении коэффициента давления  $\Phi(x, \varphi)$  на поверхности тела (1) коэффициент момента тангажа  $m_z$  относительно точки приведения  $x_T$  выражается двойным интегралом [6]:

$$m_z = \frac{-1}{S_M L} \int_0^{L/2} \int_0^{2\pi} \Phi(x, \varphi) \left[ \begin{aligned} &(x - x_m) q(x, \varphi) \sin \varphi + \\ &+ r^2(x, \varphi) p(x, \varphi) \cos \varphi + \\ &+ (x - x_m) r(x, \varphi) \cos \varphi \end{aligned} \right] d\varphi dx. \quad (6)$$

Определим как функцию следующий интеграл с переменным верхним пределом:

$$I(x) \stackrel{\text{def}}{=} 2 \int_0^x \Phi(x) y(x) p(x) dx,$$

характеризующий изменение продольной силы по длине исходного контура тела и имеющий размерность площади.

Представим вариацию поверхности тригонометрическим рядом Фурье

$$\delta r(x, \varphi) = \varepsilon \left\{ a_0(x)/2 + \sum_{n=1}^{\infty} \left[ a_n(x) \cos n\varphi + b_n(x) \sin n\varphi \right] \right\}. \quad (7)$$

Исходя из выражения (6) с учетом равенства (7) и используя элементы вариационного анализа, технологию метода ДГЛ, соотношения ортогональности для круговых интегралов от произведений гармоник ( $\sin n\varphi \sin k\varphi$ ;  $\sin n\varphi \cos k\varphi$ ;  $\cos n\varphi \cos k\varphi$ ), интегрирование по  $\varphi$ , интегрирование по частям по  $x$ , получим приближенное равенство

$$m_{z0} \approx \delta m_z = \frac{-\varepsilon}{R_M^2 L} \left\{ \int_0^L F(x) a_1'(x) dx + I(L) a_1(L) \right\}, \quad (8)$$

где

$$F(x) \stackrel{\text{def}}{=} \Phi_t(x) y(x) (x - x_m) + y^2(x) \left[ \begin{aligned} &\Phi(x) + \\ &+ p(x) \Phi_t(x) \end{aligned} \right] - I(x),$$

а  $\delta m_z$  — первая вариация интеграла (6) в точке  $(y(x), y'(x), 0, 0, 0)$  фазового пространства  $(r(x, \varphi), p(x, \varphi), q(x, \varphi), \alpha, \beta)$  за счет вариации поверхности (7). В линейном по малому параметру  $\varepsilon$  приближении величина  $m_{z0}$  для фиксированной исходной геометрии тела и заданных условий обтекания зависит только от коэффициента  $a_1(x)$  ряда (7). Аналогичная зависимость связывает величины  $m_{y0}$  и  $b_1(x)$ .

Для цилиндрических и цилиндроконических деталей величины  $a_1(x)$ ,  $b_1(x)$  определяют смещения центров нормальных круговых сечений относительно продольной оси по длине детали [9].

Левая часть (7) — СФ двух аргументов. Коэффициенты-функции  $a_n(x)$ ,  $b_n(x)$  в правой части (7) также являются СФ. Коэффициент  $a_0(x)$  в (7) определяет "отклонение размера" — осесимметричную составляющую искажения поверхности тела, не влияющую на главную часть  $m_{y0}$ ,  $m_{z0}$  (8).

Из условий (в) и (д) следует равенство

$$a_0(x) = 0. \quad (9)$$

Представим АКФ (2) с учетом её четности по  $\omega$  и равенства (9) рядом Фурье:

$$K_{\delta r}(x, u, \omega) = \sum_{n=1}^{\infty} \lambda_n(x, u) \cos n\omega, \quad x, u \in [0, L]. \quad (10)$$

Можно показать [10], что при условиях (в)—(д) для коэффициентов-функций в (7) справедливы соотношения

$$\begin{cases} M\{a_n(x)\} = M\{b_n(x)\} = 0, & x \in [0, L]; \quad n = 1, 2, \dots; \\ M\{a_n(x)b_k(u)\} = 0, & x, u \in [0, L]; \quad n, k = 1, 2, \dots; \\ M\{a_n(x)a_k(u)\} = M\{b_n(x)b_k(u)\} = \delta_{n,k}\lambda_n(x, u), \end{cases} \quad (11)$$

где  $\delta_{n,k}$  — символ Кронекера.

Таким образом, указанные коэффициенты являются корреляционно независимыми СФ с АКФ  $\lambda_n(x, u)$  из разложения (10).

Математическое ожидание квадрата правой части (8) определяет искомую дисперсию  $D\{m_{z0}\}$ . С учетом (11) на основе [11] получим интегральное соотношение:

$$D\{m_{z0}\} = \frac{\varepsilon^2}{R_m^4 L^2} \left[ \int_0^L \int_0^L F(x) F(u) \frac{\partial^2 \lambda_1(x, u)}{\partial x \partial u} du dx + \right. \\ \left. + 2I(L) \int_0^L F(x) \frac{\partial \lambda_1(x, L)}{\partial x} dx + I^2(L) \lambda_1(L, L) \right]. \quad (12)$$

Выражение (12), включающее двойной и простой интегралы, определяет общее аналитическое решение поставленной задачи. Для частного случая обтекания острого конуса (1) в формулах (8), (12) имеют место равенства

$$\begin{aligned} I(x) &= \Phi p^2 x^2; \quad I(L) = \Phi R_m^2; \\ F(x) &= p\Phi_t \left[ (1 + p^2)x^2 - xx_T \right]. \end{aligned} \quad (13)$$

С учетом (13) интегрированием по частям формула (8) для острого конуса также может быть записана в форме с явно выделенным вкладом вариации поверхности кормового сечения  $a_1(L)$ :

$$\begin{aligned} m_{z0} &\approx \delta m_z = \\ &= \frac{-\varepsilon}{R_m^2 L} \left\{ -p\Phi_t \int_0^L \left[ 2x(1 + p^2) - x_T \right] a_1(x) dx + \right. \\ &\quad \left. + [I(L) + p\Phi_t(1 + p^2)L^2 - p\Phi_t L x_T] a_1(L) \right\}. \end{aligned} \quad (8')$$

Используем выражение (12) с учетом равенств (13) для оценки  $D\{m_{z0}\}$  острого конуса с углом  $\theta = 30^\circ$ , точкой приведения в середине конуса  $x_T = L/2$  и случайными смещениями центров круговых сечений поверхности, характеризуемыми модельными двухпараметрическими АКФ трех видов:

$$\begin{aligned} \lambda_1(x, u) &= \sigma_0^2 e^{-(x-u)^2/(\tau L)^2}, \\ x, u &\in [0, L]; \end{aligned} \quad (14)$$

$$\begin{aligned} \lambda_1(x, u) &= \sigma_0^2 (xu/L^2) e^{-(x-u)^2/(\tau L)^2}, \\ x, u &\in [0, L]; \end{aligned} \quad (15)$$

$$\begin{aligned} \lambda_1(x, u) &= \sigma_0^2 e^{-(x-u)^2/(\tau L)^2} \cos \left[ \frac{2\pi(x-u)}{L} \right], \\ x, u &\in [0, L]. \end{aligned} \quad (16)$$

АКФ (14) описывает искажения поверхности с постоянной дисперсией  $D\{a_1(x)\} = \sigma_0^2 = \text{const}$  по длине конуса. Линейный параметр СКО  $\sigma_0$  выберем постоянным из условия  $3\sigma_0 = 0,01R_m$ . При этом практически предельная величина искажений поверхности составит 1 % радиуса миделевого сечения. Предположим, что корреляционная зависимость искажений поверхности в различных сечениях стационарна также и по продольной координате и убывает с увеличением расстояния между ними по экспоненциальному закону. Вторым безразмерный параметр,  $0 < \tau < \infty$ , определяет скорость уменьшения корреляционной зависимости вариаций поверхности с увеличением расстояния между сечениями. Например, при  $\tau = 1$  коэффициент корреляции величин СФ  $a_1(x)$  в начале и в середине конуса равен  $k \approx 0,779$ , а в начале и конце конуса  $k \approx 0,368$ . При малых величинах  $\tau (\tau \rightarrow +0)$  корреляция быстро уменьшается, а при  $\tau \rightarrow \infty$  коэффициент корреляции приближается к единице по всей длине конуса. В последнем случае искажение поверхности становится эквивалентным малому случайному смещению конуса как жесткого тела по направлению оси  $OY$ .

Функция (15) в отличие от предыдущей описывает искажения поверхности конуса с линейной зависимостью СКО  $\sigma_0(x) = \sigma_0(x/L)$ . При указанной ранее величине  $\sigma_0$  практически предельная величина искажений поверхности составляет 1 % текущего радиуса конуса. Нормированные



АКФ для зависимостей (14) и (15) идентичны, коэффициент корреляции при  $\tau \rightarrow +0$  и  $\tau \rightarrow \infty$  изменяется аналогично. Однако в отличие от предыдущего случая искажения поверхности при  $\tau \rightarrow \infty$  становятся близкими к случайному повороту конуса на малый угол  $\alpha^*$  относительно оси  $OZ$ , проходящей через его вершину. Угол  $\alpha^*$  имеет нулевое математическое ожидание и СКО, равное

$$3\sigma\{\alpha^*\} \approx (3\sigma_0 / L) \cos^2 \theta = 0,00433.$$

Модельная функция (16), как и функция (14), описывает искажения поверхности с постоянным СКО  $\sigma_0$  по длине конуса. Однако искажения в начале и в конце конуса отрицательно коррелированы с искажениями в его середине и положительно коррелированы друг с другом. При  $\tau \rightarrow \infty$  АКФ (16) описывает вариации поверхности ( $a_1(x)$ ,  $b_1(x)$ ) как линейные функции двух независимых СВ,  $\xi_1$  и  $\xi_2$ , с математическим ожиданием  $M\{\xi_1\} = M\{\xi_2\} = 0$  и дисперсией  $D\{\xi_1\} = D\{\xi_2\} = \sigma_0^2$  вида

$$a_1(x) = \xi_1 \cos(2\pi x / L) + \xi_2 \sin(2\pi x / L). \quad (17)$$

Для вариаций (17) коэффициент корреляции искажений в начале и в конце конуса друг с другом  $k \cong 1$  и, соответственно,  $k \cong -1$  с искажениями в его средней части. Возможные случайные искажения поверхности конуса при  $\tau > 1$  можно приближенно ассоциировать с прогибом его оси в средней части в практически допустимых пределах ( $\pm 1\% R_M$ ).

Значения коэффициента давления  $\Phi$  (коэффициента волнового сопротивления) и производной  $\Phi_t$  у острого конуса с углом  $\theta = 30^\circ$  при числе Маха  $M_\infty = 10$  приближенно примем равными  $\Phi \approx 0,530$  и  $\Phi_t \approx 1,275$ . Отметим, что в окрестности угла  $\theta = 30^\circ$  величины производной  $\Phi_t$  для больших чисел Маха близки к максимально возможным. Результаты вычислений по формуле (12) для принятых величин  $\Phi$  и  $\Phi_t$  с учетом равенств (13) для случайных искажений поверхности острого ( $\theta = 30^\circ$ ,  $M_\infty = 10$ ) конуса с автокорреляционными функциями (14)—(16) представлены на рис. 2 в форме  $3\sigma\{m_{z0}\}(\tau) = 3\sqrt{D\{m_{z0}\}}$ , характеризующей практически предельный диапазон изменения СВ  $m_{z0}$  при определенных ранее практически предельных диапазонах вариаций поверхности в зависимости от параметра  $\tau$ .

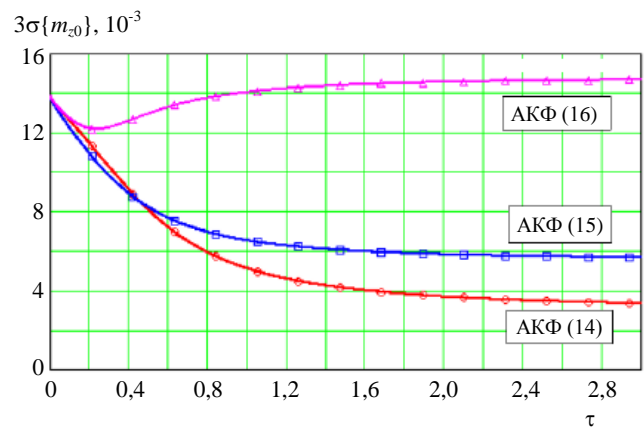


Рис. 2. Зависимость предельных уровней коэффициента возмущающего момента тангажа  $3\sigma\{m_{z0}\}$  для острого конуса с  $\theta = 30^\circ$  при  $M_\infty = 10$  для случайных вариаций поверхности, описываемых автокорреляционными функциями (14)—(16), от безразмерного параметра  $\tau$

При  $\tau \rightarrow +0$  все три кривые приближаются к предельному значению  $3\sigma\{m_{z0}\} \approx 0,0137$ . Математически это может быть доказано на основе равенства (8') заменой  $a_1(L) \rightarrow 3\sigma_0$  во втором члене. При этом первое слагаемое (интеграл) становится бесконечно малым. С физической точки зрения этот неочевидный результат можно трактовать как утверждение о том, что при исчезающе малой корреляции вариаций поверхности главная часть  $m_{z0}$  определяется вариацией поверхности в окрестности кормового сечения конуса. Оставаясь в рамках метода, авторы не рассматривают вопрос об условиях возможного нарушения слабости вариаций поверхности (б) при  $\tau \rightarrow +0$ .

При  $\tau \rightarrow \infty$  каждая из кривых асимптотически приближается к своему предельному значению. Для АКФ (14)  $\lim_{\tau \rightarrow \infty} 3\sigma\{m_{z0}\} = 0,00306$ , что соответствует указанной предельной геометрии искажения поверхности конуса  $a_1(x) = 3\sigma_0 = \text{const}$ , для которой  $m_{z0}$  определяется последним членом в формуле (8) и равен произведению коэффициента волнового сопротивления на плечо  $\{\Phi(3\sigma_0 / L)\}$ .

Для АКФ (15)  $\lim_{\tau \rightarrow \infty} 3\sigma\{m_{z0}\} = 5,54 \cdot 10^{-3}$ , что точно соответствует величине коэффициента  $m_{z0}$  для указанной детерминированной предельной геометрии искажения конуса при  $a_1(x) = 3\sigma_0(x / L)$ . Для АКФ (16)  $\lim_{\tau \rightarrow \infty} 3\sigma\{m_{z0}\} = 0,0147$ , что также полностью согласуется с детерминированными оценками по формуле (8) с учетом (17) и составляет  $\cong 57,6\%$  относительно экстремальной оценки  $\sup\{m_{z0}\}$  при условии  $|a_1(x)| \leq 3\sigma_0$ .

Величина  $3\sigma\{m_{z0}\}(\tau)$  для АКФ (14) и (15) при  $\tau \rightarrow \infty$  приближается к своему предельному значению сверху, монотонно убывая, а для АКФ (16) — возрастаая. Зависимость  $3\sigma\{m_{z0}\}(\tau)$  для АКФ (16) имеет локальный, являющийся одновременно и глобальным минимум при  $\tau \cong 0,232$ , равный  $\approx 1,213 \cdot 10^{-2}$ .

Соответствие оценок коэффициента  $m_{z0}$  для модельных АКФ в предельных случаях (при  $\tau \rightarrow 0$  и  $\tau \rightarrow \infty$ ) ожидаемым величинам, полученным на основе детерминированного подхода, может рассматриваться в качестве условной верификации разработанной методики. Подтвержденное соответствие делает более правдоподобными результаты оценок описанным способом для промежуточных значений параметра  $\tau$  для острого конуса и, в более широком плане, — для тел вращения иной исходной формы и (или) возможных АКФ других типов.

Аналогичные оценки справедливы и для дисперсии  $D\{m_{y0}\}$ . В работе в рамках дисперсионного анализа не ставились и не рассматривались вопросы ни о законах распределения случайных искажений поверхности, ни о законе распределения СВ  $m_{z0}, m_{y0}$ , ни о возможных связях этих распределений. Однако, например, при оценке математического ожидания и дисперсии СВ коэффициента  $m_{n0} = (m_{y0}^2 + m_{z0}^2)^{1/2}$  рассмотрение указанных вопросов является необходимым.

## Выводы

Разработана методика и представлено в аналитической интегральной форме общее решение задачи определения дисперсии аэродинамических коэффициентов возмущающих моментов тангажа и рыскания  $(D\{m_{z0}\}, D\{m_{y0}\})$  тела вращения с заданной АКФ малых случайных искажений поверхности композитного теплозащитного покрытия при сверхзвуковом обтекании.

На основе приведенных результатов получены численные оценки дисперсии  $D\{m_{z0}\}, D\{m_{y0}\}$  (СКО) для острого конуса с углом  $\theta = 30^\circ$  при

числе Маха  $M_\infty \cong 10$  для трех различных модельных АКФ случайных вариаций его поверхности.

Проведен иллюстративный качественный анализ различных возможных видов зависимости дисперсии  $D\{m_{z0}\}, D\{m_{y0}\}$  (СКО) от степени и вида корреляционной зависимости случайных вариаций поверхности острого конуса для заданных условий обтекания. Подтверждена существенность влияния качественного вида и степени корреляционной зависимости вариаций поверхности на дисперсию аэродинамических коэффициентов.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Degtyar V. G., Kalaschnikov S. T., Mokin Yu. A. On problem of analyzing aerodynamic properties of blunted rotary bodies with small random surface distortions under supersonic and hypersonic flows: Proceedings of the XXV Conference on High-Energy Processes in Condensed Matter (HEPCM 2017), AIP Conf. Proc. 1893, 020004-1–020004-6. <https://doi.org/10.1063/1.5007442>
2. Ярошевский В. А. Движение неуправляемого тела в атмосфере. — М.: Машиностроение, 1978. — 168 с.
3. Дегтярь В. Г., Костин Г. Ф., Савельев В. Н., Тюменцев В. А., Хлыбов В. И. Влияние структуры углерод-углеродных композиционных материалов на обгарные формы и аэродинамические характеристики гиперзвуковых летательных аппаратов // Конструкции из композиционных материалов. 2014. № 4. С. 15—26.
4. Липницкий Ю. М., Красильников А. В., Покровский А. Н., Шманенков В. Н. Нестационарная аэродинамика баллистического полета. — М.: Физматлит, 2003. — 176 с.
5. Мокин Ю. А., Калашников С. Т., Швалева Р. К. Оценка дисперсии коэффициента возмущающей аэродинамической нормальной силы тела вращения с малыми случайными искажениями поверхности композитного теплозащитного покрытия при сверхзвуковом обтекании // Конструкции из композиционных материалов. 2020. № 3. С. 3—8.
6. Мокин Ю. А. О возможностях решения задач гиперзвуковой аэродинамики на основе дифференциальной формы представления обобщенной гипотезы локальности и ее композиции с точными численными методами // Космонавтика и ракетостроение. 2008. Вып. 2(51). С. 136—145.
7. Калашников С. Т., Мокин Ю. А., Швалева Р. К. Об изменении положения центра давления острого конуса с малыми вариациями поверхности при гиперзвуковом обтекании // Труды МАИ. 2017. № 96. <http://trudymai.ru/published.php?ID=85668>
8. Краснов Н. Ф., Кошевой В. Н., Данилов А. Н., Захарченко В. Ф. Аэродинамика ракет / под ред. Н. Ф. Краснова. — М.: Высшая школа, 1968. — 772 с.
9. Бородачев Н. А., Абдрашитов Р. М., Веселова И. М., Колемаев В. А., Курапов А. Н., Райбман Н. С., Сизенов Л. К. Точность производства в машиностроении и приборостроении / под ред. А. Н. Гаврилова. — М.: Машиностроение, 1973. — 567 с.
10. Вентцель Е. С. Теория вероятностей. — М.: Наука, 1964. — 464 с.
11. Абезгауз Г. Г., Тронь А. П., Копенкин Ю. Н., Корovina И. А. Справочник по вероятностным расчетам. — М.: Воениздат, 1970. — 536 с.



## **Estimate of variance of coefficients of disturbance aerodynamic pitching and yawing moments of a rotary body with small random surface distortions of a composite thermal protection coating at supersonic flow**

<sup>1</sup> Yu. A. MOKIN, <sup>1</sup> S. T. KALASHNIKOV, <sup>1,2</sup> R. K. SHVALEVA

<sup>1</sup> South Urals Federal Research Centre of Mineralogy and Geoecology of the UB RAS,  
Miass, Chelyabinsk Region, Russia

<sup>2</sup> Joint Stock Company "Academician V. P. Makeyev State Rocket Centre",  
Miass, Chelyabinsk Region, Russia

*The article is devoted to one of acute issues of the definition of aerodynamic characteristics of high-speed re-entry vehicles (RVs) of the rotary-body shape with small random surface distortions of a composite thermal protection coating, i. e. an issue of the assessment of a scale of variance of coefficients of disturbance aerodynamic pitching  $D\{m_{z0}\}$  and yawing  $D\{m_{y0}\}$ , moments at zero attack angle versus governing parameters. An analytical integral solution of the set problem for a rotary body with a given autocorrelated function of random distortions of its surface is obtained on the basis of a method of differential locality hypothesis used to evaluate pressure variations and expansion of the surface distortion into a Fourier series. Curves of practically ultimate values of the coefficients yawing  $m_{y0}$  and pitching  $m_{z0}$  at  $3\sigma\{m_{y0}\}$  versus a degree of correlation dependence for modeled autocorrelated functions of random surface distortions of a sharp  $30^\circ$ -half-angle cone flown around at  $M_\infty \cong 10$  are provided. The obtained curves are qualitatively analyzed.*

**Keywords:** rotary body, sharp cone, composite thermal protection material, supersonic flow, small random surface distortion, small attack angle, coefficients of disturbance aerodynamic pitching and yawing moments.

# ТЕХНОЛОГИЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ, ОБРАБОТКИ И СОЕДИНЕНИЯ ИЗДЕЛИЙ

УДК 629.735.33+66.022

DOI: 10.52190/2073-2562\_2021\_3\_14

## Разработка и изготовление демонстратора силовой конструкции крыла самолета малой авиации из отечественных полимерных композиционных материалов по технологии интегрального формования

С. А. СМОТРОВА, канд. техн. наук; А. И. ДУНАЕВСКИЙ; Ю. Ю. ЕВДОКИМОВ;  
А. А. ПОТАПОВ; И. В. ТРИФОНОВ

Центральный аэрогидродинамический институт им. проф. Н. Е. Жуковского, г. Жуковский, Московская обл., Россия

*Представлены результаты исследований по изготовлению демонстратора композитной силовой конструкции крыла самолета местных воздушных линий (МВЛ) с применением технологии интегрального формования, использующей автоклавное формование и вакуумную инфузию. Демонстратор крыла выполнен из полимерных композиционных материалов (ПКМ) на основе высокопрочных армирующих наполнителей и полимерных связующих российского производства. Приведены конструктивно-силовая схема и технология интегрального формования демонстратора крыла.*

**Ключевые слова:** воздушные суда местных воздушных линий, демонстратор композитной силовой конструкции крыла самолета, полимерные композиционные материалы, технология интегрального формования.

Одной из основных целей, указанных в Транспортной стратегии Российской Федерации на период до 2030 года [1], является обеспечение доступности и качества услуг транспорта для населения, предприятий экономики, государственных и муниципальных служб РФ. Важнейшей задачей для достижения этой цели является совершенствование авиатранспортной системы страны, в том числе МВЛ. Тем более что для большей части населения, предприятий и служб России авиация — единственное всесезонное средство транспортного сообщения. Развитие транспортной системы регионального и местного сообщения РФ требует использования максимально

соответствующего этой цели парка воздушных судов МВЛ, сертифицируемых в соответствии с требованиями Авиационных правил АП-23.

Кроме перевозок пассажиров и грузов на местных авиалиниях, такой самолет при модификации базового варианта позволит предоставлять скорую медицинскую помощь, выполнять сельскохозяйственные и другие авиационные работы при базировании на аэродромах без искусственного покрытия, где отсутствуют средства аэродромного технического обслуживания, в широком диапазоне допустимых климатических условий.

В соответствии с определенным перечнем задач сформирован облик девятиместного одномоторного самолета МВЛ, имеющего следующие особенности конструкции:

- аэродинамическая схема с низкорасположенным высоконесущим крылом с развитой механизацией передней и задней кромок;
- расположение силовой установки с тянущим воздушным винтом в носовой части фюзеляжа;
- герметичная кабина и убирающееся трехстоечное колесное шасси с носовой опорой.

Герметичный фюзеляж дает возможность эксплуатировать самолет МВЛ на больших высотах вне зоны основной турбулентности атмосферы, что обеспечивает повышенный уровень комфорта для экипажа и пассажиров, благоприятно влияет на безопасность при полетах с увеличенной дальностью в сложных метеоусловиях.

**Смотрова Светлана Александровна**, начальник лаборатории "Перспективные методы испытаний и контроля состояния конструкций".

E-mail: svetlana.smotrova@tsagi.ru

**Дунаевский Андрей Игоревич**, заместитель начальника Центра "Комплексная интеграция технологий".

E-mail: andrey.dunaevskiy@tsagi.ru

**Евдокимов Юрий Юрьевич**, начальник отдела НТЦ НИПК.

E-mail: Yuriy.evdokimov@tsagi.ru

**Потапов Андрей Анатольевич**, инженер-конструктор 1-й категории.

E-mail: andrey.potapov@tsagi.ru

**Трифонов Иван Владимирович**, начальник сектора.

E-mail: ivan.trifonov@tsagi.ru

Статья поступила в редакцию 24 мая 2021 г.

© Смотрова С. А., Дунаевский А. И., Евдокимов Ю. Ю.,  
Потапов А. А., Трифонов И. В., 2021

Низкорасположенное крыло позволяет уменьшить высоту стоек шасси и в случае использования сельскохозяйственного варианта (упрощенная версия: по сравнению с базовым вариантом отсутствуют герметичная кабина и часть оборудования, например система обеспечения жизнедеятельности пассажиров) рационально разместить на подкрыльевых пилонах оборудование для распыления удобрений и средств защиты растений.

Для удешевления производства и повышения весовой эффективности предполагается, что элементы основной силовой конструкции самолета МВЛ будут выполнены из ПКМ. Известно, что на режимах взлета, посадки и при рулении композитная обшивка самолета может подвергаться различного рода случайным ударным воздействиям фрагментов грунта, мелких камней, кусков льда, вылетающих из-под колес идвигающихся с большой скоростью, сталкивающихся с элементами авиаконструкции и вызывающих их повреждение [2].

Одной из основных задач, решаемых при разработке демонстратора крыла, является обеспечение прочности конструкции по условию допускаемых повреждений [3, 4]. К числу других задач, которые были поставлены перед разработчиками самолета МВЛ, относятся следующие:

- замена импортных исходных компонентов ПКМ на отечественные;
- отработка технологии интегрального формования композитной конструкции, обеспечивающей, с одной стороны, требуемое качество, а с другой — приемлемую себестоимость самолета МВЛ.

### Технология интегрального формования демонстратора композитной конструкции крыла

На основании предварительных исследований возможности импортозамещения ПКМ, ориентированных на использование в конструкциях самолетов МВЛ, выбран ряд отечественных материалов (углеткани, связующие, препреги и т. д.), не уступающих по физико-механическим характеристикам зарубежным материалам.

При разработке демонстратора определен рациональный для самолетов данного класса вариант конструктивно-силовой схемы крыла из ПКМ — двухлонжеронная схема с трехслойными панелями обшивок и ограниченным количеством (7 единиц) силовых нервюр (рис. 1). Верхняя и нижняя поверхности демонстратора крыла образованы крупногабаритными трехслойными панелями длиной  $\approx 4$  м с интегрированной защитой силовых элементов — поясов лонжеронов и нервюр.

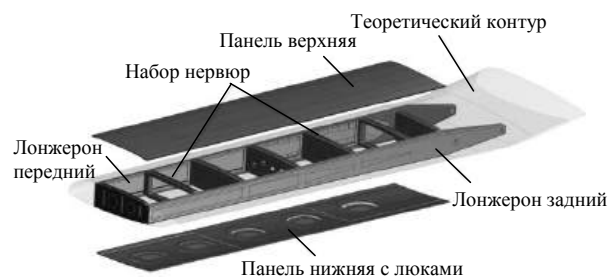


Рис. 1. Схема демонстратора крыла

Технология интегрального формования, включающего автоклавное формование с использованием препреговых материалов и вакуумную инфузию низковязкого полимерного связующего, была успешно продемонстрирована в качестве перспективного метода производства. Использование сухих волокнистых заготовок для инфузионного формования позволяет значительно уменьшить затраты при производстве крупногабаритных интегральных элементов конструкции, в особенности при создании основных силовых агрегатов [5].

Одна из важных задач — оценка возможности замены используемых импортных материалов на отечественные. Для оперативного определения прочностных характеристик отечественных материалов было изготовлено более 400 элементарных и конструктивно-подобных образцов. Результаты исследований показали, что отечественные материалы не уступают зарубежным по характеристикам и могут быть использованы в конструкции крыла самолета МВЛ.

В целях обеспечения безопасности по условиям прочности при сохранении низкой массы высоконагруженных элементов крыла — лонжеронов из ПКМ, относящихся к критическим местам авиаконструкции [6], для их изготовления было решено применять автоклавное формование с использованием препрегов, а при изготовлении обшивок и нервюр — технологию вакуумного формования (вакуумную инфузию).

В конструкциях лонжеронов, обшивок и нервюр применены трехслойные сэндвич-панели из отечественных ПКМ и конструкционного пенопласта, обладающие повышенной массовой эффективностью. Пенопластовые вставки повышают жесткость панелей обшивок в направлении действия распределенной аэродинамической нагрузки, т. е. по нормали к поверхности панели, а также позволяют избежать потери устойчивости обшивки при ее работе на сдвиг и сжатие.

### Изготовление композитных элементов конструкции демонстратора крыла

Лонжероны крыла изготовлены в ФГУП "СибНИИ" из углепластика на основе отечествен-



ного препрега ACM 102-C130UD (рис. 2). Пояса лонжеронов имеют прямоугольные различающиеся по размаху сечения с радиусным переходом на стенку. Стенки лонжеронов имеют трехслойную конструкцию со сбегам в районах перехода на пояса и в местах стыка с нервюрами.

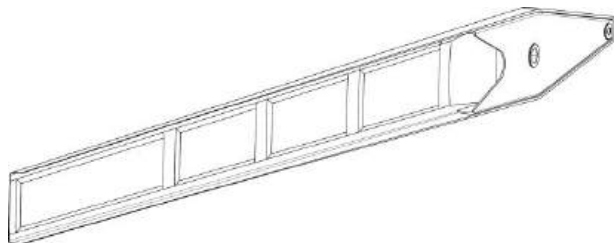


Рис. 2. Композитный лонжерон демонстратора крыла самолета МВЛ

Обшивки крыла, в основе конструкции которых лежат трехслойные панели, выполненные по схеме "углепластик—пенопласт—углепластик" (рис. 3), изготовлены в ФГУП "ЦАГИ" из углеткани УТ-3К-Саржа2/2-200-100 (поверхностная плотность 200 г/м<sup>2</sup>), эпоксидного связующего ТК123 и конструкционного пенопласта Rohacell 71A.

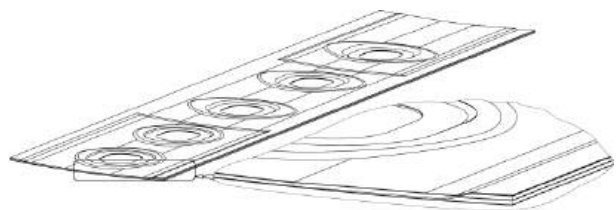


Рис. 3. Обшивка демонстратора крыла нижняя

Зоны панелей обшивок, непосредственно накрывающие полки лонжеронов, имеют многослойную конструкцию, состоящую из чередующих слоев углепластика и конструкционного пенопласта. Такой пакет, обладающий повышенными энергопоглощающими свойствами, предназначен для защиты основных силовых элементов конструкции от ударных повреждений с энергией до 50 Дж.

Конструкция демонстратора крыла имеет семь силовых нервюр. Стенки нервюр усилены с применением различных конструктивных приемов:

- волнообразное гофрирование;
- оребрение, использование трехслойных сэндвич-панелей.

Все нервюры изготовлены методом вакуумной инфузии за один производственный цикл.

Основными технологиями формования при изготовлении элементов конструкции самолетов малой авиации являются вакуумное формование с применением ручной или автоматизированной пропитки, вакуумная инфузия и автоклавное формование.

**Изготовление лонжеронов.** Лонжероны демонстратора изготовлены по технологии автоклавного формования из указанных препрегов. Лонжерон длиной 4,5 м, имеющий трехслойную стенку, изготовлен за один процесс формования. Вставка, смонтированная в корневую часть с использованием композиции на основе клея ВК-27, образует коробчатую конструкцию стыкового узла.

**Изготовление панелей обшивок демонстратора крыла.** При изготовлении панелей обшивок демонстратора крыла применяли технологию вакуумной инфузии. Подобный выбор обусловлен следующими преимуществами этой технологии:

- в оснастку укладывается сухой, а не предварительно пропитанный материал, что особенно важно при укладке подкрепляющих элементов в районе люков нижней панели, а также комбинированных зон защиты полок лонжеронов;
- процесс укладки материала в оснастку не ограничен по времени, поскольку процесс укладки сухого раскроенного материала не привязан ко времени жизни связующего; время укладки материала в оснастку тремя рабочими составило 8 ч для верхней панели и 15 ч для нижней, что превышает "срок жизни" связующего ТК 123;
- экологичность процесса высока.

В процессе технологической отработки производства был изготовлен конструктивно-подобный образец трехслойной панели обшивки. Его создание было необходимо для выбора процедуры пропитки интегральной конструкции панели крыла (с учетом особенностей конструкции — подкреплений в местах установки нервюр, многослойных защитных покрытий полок лонжеронов).

Фронт потока связующего при пропитке верхних армирующих слоев панели распространялся равномерно. Пропитка нижних слоев армирующего материала (ближних к оснастке) осуществлялась с небольшим опережением по сравнению с пропиткой верхних слоев (рис. 4, а).

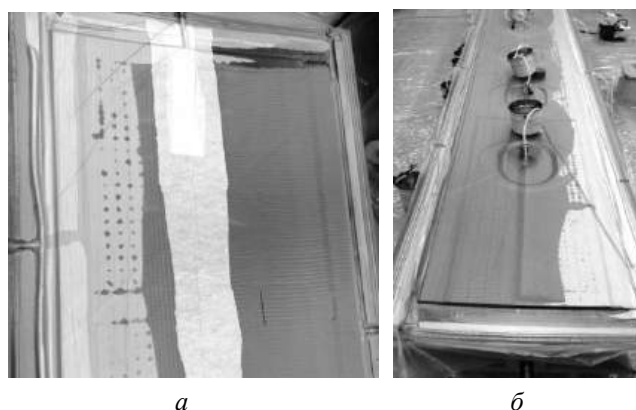


Рис. 4. Верхняя (а) и нижняя (б) заготовки панелей обшивки, подвергнутые пропитке

Для одновременной пропитки трехслойной панели на наполнителе (конструкционном пенопласте) предварительно были созданы система каналов для распределения связующего и система отверстий, направляющая связующее на армирующий материал, прилегающий к оснастке.

Конструкция нижней панели демонстратора отличается от верхней наличием технологических люков, что предполагает особенности при ее пропитке: в центре проемов люков добавлены дополнительные каналы для ввода связующего. Связующее, поступающее по вводному каналу, пропитывает многослойный пакет углеткани, имеющий высокую проницаемость, распространяясь от центра к контуру люка и далее в слои подкрепления люка. Подача связующего через эти вводные каналы происходит в первую очередь. После распространения связующего до границ усиления люков дополнительные каналы перекрываются и начинается подача связующего через основные каналы, установленные вдоль задней кромки панели (рис. 4, б).

#### Технологическая оснастка для изготовления панелей обшивки демонстратора крыла

Технологическая оснастка для изготовления панелей обшивки выполнена из модельного пластика, установленного на металлическом каркасе. Каркас обеспечивает жесткость оснастки и ее мобильность при умеренной массе. После установки заготовки из модельного пластика на каркас оснастка передается на станок с ЧПУ для обработки формообразующей поверхности (рис. 5).



Рис. 5. Матрица для изготовления обшивки демонстратора крыла, полученная на станке с ЧПУ

**Сборка демонстратора.** Особенностью сборки конструкции демонстратора крыла является применение исключительно клеевых соединений на основе авиационного клея ВК-27 без использования механического крепежа.

Умеренные габариты конструкции (размах  $\approx 4,5$  м) позволяют использовать формообразующую оснастку в качестве сборочных ступеней,

обеспечивающих взаимное позиционирование матриц при изготовлении обшивок демонстратора крыла (рис. 6).

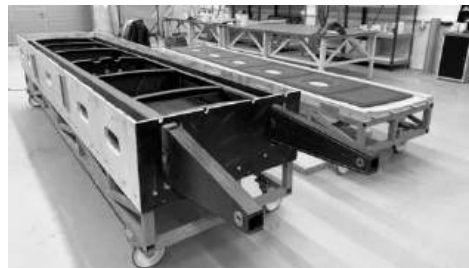


Рис. 6. Приспособления для совмещения верхней и нижней матриц обшивки

После сборки демонстратор (рис. 7) помещается в термошкаф для окончательной термообработки. Режим термообработки соответствует техническим условиям на клей ВК-27 (ТУ 1-595-14-692-2008).



Рис. 7. Демонстратор крыла в сборе

#### Заключение

Разработаны конструкция и перспективная технология изготовления демонстратора крыла самолета МВЛ с широким применением отечественных ПКМ. Обшивки позволяют обеспечить защиту конструкции крыла от ударных повреждений с энергией до 50 Дж.

Для обеспечения приемлемой себестоимости конструкции лонжероны крыла изготовлены по технологии автоклавного формования, остальные элементы конструкции — по технологии вакуумной инфузии. Использование клеевых соединений обеспечивает высокую технологичность при сборке конструкции.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Транспортная стратегия Российской Федерации на период до 2030 года. [Электронный ресурс]. URL: Z31ADuvq0eoXlknPdhWRYl22ISdhpAS.pdf (government.ru) (дата обращения: 21.07.2020).
2. Смотров А. А., Смотров А. В. Особенности повреждения авиационных конструкций из ПКМ: сб. статей "Результаты фундаментальных исследований в прикладных задачах авиационного строительства". — М.: Наука, 2016. С. 418—429.

3. Composite Aircraft Structure. Advisory Circular, AC № 20-107B, Change 1, August 24, 2010. — USA, U.S. Department of Transportation, Federal Aviation Administration, AIR-100 [Электронный ресурс]. URL: [https://www.faa.gov/documentLibrary/media/Advisory\\_Circular/AC\\_20-107B\\_with\\_change\\_1.pdf](https://www.faa.gov/documentLibrary/media/Advisory_Circular/AC_20-107B_with_change_1.pdf) (дата обращения: 21.07.2020).

4. Авиационные правила. Ч. 23. Поправка 5. Нормы летной годности гражданских легких самолетов. — М.: Авиаиздат, 2014. С. 67—68.

5. Смотровая С. А., Наумов С. М., Смотров А. В. Технологии изготовления силовых агрегатов авиационных конструкций из полимерных композиционных материалов. — М.: Техносфера, 2015. — 216 с.

6. Смотровая С. А., Гарифуллин М. Ф. Влияние технологии изготовления и контроля качества на выбор проектных параметров силовых элементов авиационных конструкций из полимерных композиционных материалов // Конструкции из композиционных материалов. 2019. № 3(155). С. 15—21.

## **Airframe demonstrator of full scale regional aircraft wing primary structure of domestic (Russian) polymer composite materials development and manufacture by integrated molding technology**

S. A. SMOTROVA, A. I. DUNAEVSKIY, Yu. Yu. EVDOKIMOV,  
A. A. POTAPOV, I. V. TRIFONOV

Central Aerohydrodynamics Institute named after professor N. E. Zhukovsky,  
Zhukovskii, Moscow region, Russia

*The results of research carried out at TsAGI on the production of airframe demonstrator of full scale regional aircraft wing primary structure manufacture using integrated molding technology, including autoclave molding and vacuum infusion. The demonstrator is made of polymer composite materials (PCM) based on high-strength reinforcing fillers and polymer binders of Russian production. The structural concepts scheme and the technology of integral molding of the aircraft composite wing demonstrator are presented.*

**Keywords:** regional aircrafts, airframe demonstrator of full scale wing primary structure, polymer composite materials, integrated molding technology.



УДК 66-965.1

DOI: 10.52190/2073-2562\_2021\_3\_19

## Получение материалов системы Mo—Si—B механическим легированием

О. Г. ОСПЕННИКОВА, д-р техн. наук; И. Ю. ЕФИМОЧКИН;

А. Н. БОЛЬШАКОВА, канд. хим. наук; А. П. БОБРОВСКИЙ; Р. М. ДВОРЕЦКОВ, канд. хим. наук  
Всероссийский научно-исследовательский институт авиационных материалов, Москва, Россия

*Исследован процесс получения композиционных гранул материала системы Mo—Si—B из элементарных порошков методом механического легирования в планетарной мельнице. Установлено, что для обеспечения равномерного распределения компонентов по всему объёму обрабатываемой смеси время обработки элементарных порошков шихты должно составлять не менее 12 ч. Дальнейшее увеличение времени обработки (более 12 ч) будет приводить к разрушению оставшихся крупных гранул и стабилизации фракционного состава в диапазоне размеров частиц 1–5 мкм.*

**Ключевые слова:** высокотемпературные материалы, композиционные материалы, механическое легирование, молибден, система Mo—Si—B.

За время развития гражданской авиации аэродинамические характеристики самолетов были улучшены за счет внедрения новых конструктивных материалов и технических решений, перехода к новым схемам двигателей и повышения параметров рабочего процесса. Это позволило уменьшить затраты топлива более чем на 80 %, из которых почти 50 % снижения достигнуто благодаря совершенствованию двигателя [1].

Для дальнейшего технического совершенствования авиационных двигателей необходимы новые решения как на уровне архитектуры, так и на уровне повышения эффективности отдельных узлов.

В современных газотурбинных двигателях (ГТД) гомологическая температура работы лопаток  $\Theta = \frac{T_{\text{раб}}}{T_{\text{плав}}} \approx 0,85$ , т. е. достигает 85 % от тем-

пературы плавления сплава  $T_{\text{плав}}$ , что соответствует рабочей температуре  $T_{\text{раб}}$  порядка 1200 °С.

Исследования никелевых жаропрочных сплавов, проведенные отечественными и зарубежными

учеными, показали, что альтернативу нужно искать среди сплавов на основе тугоплавких металлов и композиционных материалов (КМ) на их основе. За основу следует брать один из тугоплавких металлов, таких, как ниобий, тантал, вольфрам, молибден, хром и гафний, а в качестве армирующей фазы — керамические частицы, например силициды перечисленных металлов [2—7].

Анализ информации по силицидам тугоплавких металлов, в том числе молибдена, показал, что наибольшее распространение получили материалы на основе тройных дисилицидных фаз. Большое внимание привлекла к себе тройная система Mo—Si—B. Силициды молибдена обладают превосходной стойкостью к окислению за счет образования защитной силикатной пленки  $\text{SiO}_2$ . Вместе с тем именно свойствами пленки определяются температура и продолжительность использования материала [8]. В сплавах Mo—Si—B кремний и бор, которые остаются в сплаве после испарения исходного поверхностного слоя триоксида молибдена, окисляются с образованием защитной пленки на основе боросиликата. Таким образом, добавление бора к сплавам Mo—Si позволяет снизить температуру плавления оксидной пленки и реализовать эффект самозалечивания трещин. После соответствующей обработки такие сплавы проявляют механические свойства, сопоставимые со свойствами аналогичных сплавов на основе молибдена, и при этом характеризуются достаточно высокой стойкостью к окислению при высоких температурах (815,6—1371,1 °С) [9]. Сочетание механических свойств и стойкости к окислению позволяет использовать эти материалы в конструкциях, предназначенных для эксплуатации при высоких температурах.

**Оспенникова Ольга Геннадиевна**, заместитель генерального директора.

E-mail: admin@viam.ru

**Ефимочкин Иван Юрьевич**, заместитель начальника лаборатории.

E-mail: iefimochkin@mail.ru

**Большакова Александра Николаевна**, начальник лаборатории.

E-mail: alexa20486@mail.ru

**Бобровский Андрей Павлович**, начальник сектора.

E-mail: admin@viam.ru

**Дворецков Роман Михайлович**, начальник сектора.

E-mail: admin@viam.ru

Статья поступила в редакцию 16 марта 2021 г.

© Оспенникова О. Г., Ефимочкин И. Ю., Большакова А. Н., Бобровский А. П., Дворецков Р. М., 2021

Для получения молибденовых сплавов системы Mo—Si—B в лабораторных условиях используют разнообразные методы, а именно:

- металлургия слитков;
- направленная кристаллизация;
- механическое легирование (МЛ);
- порошковая металлургия;
- аддитивные технологии.

Однако рентабельная промышленная технология выплавки молибденовых сплавов системы Mo—Si—B и изготовления из них деталей сложной конфигурации до сих пор не разработана. Более того, при получении молибденовых сплавов системы Mo—Si—B методом литья возникают различные проблемы технологического характера, такие, как значительная химическая неоднородность по объёму слитка, химическое взаимодействие расплавов с материалом тигля и т. д. [10, 11]. Необходимо отметить также и проблему получения крупногабаритных заготовок из молибденовых сплавов системы Mo—Si—B. Аддитивные технологии получения деталей из сплавов системы Mo—Si—B находятся на уровне проведения фундаментальных исследований.

Таким образом, механическое легирование является наиболее простым методом получения материалов системы Mo—Si—B, не требующим сложного технологического оборудования. При этом отсутствуют ограничения по количеству и составу вводимых в материал компонентов. Более того, известны работы, в которых с помощью процесса МЛ удавалось получать различные соединения (силициды и т. д.), изготовление которых обычными методами затруднено ввиду необходимости соблюдения строгого химического состава и температурных параметров процесса [12].

Цель работы — исследование процесса образования композиционных гранул молибденового сплава системы Mo—Si—B, получаемых обработкой элементарных порошков в планетарной мельнице.

### Оборудование и методики

Для получения молибденового сплава системы Mo—Si—B использовали элементарные порошки металлов и веществ, входящих в состав материала:

- порошок молибдена МПЧ (молибден порошково-чистый, ТУ 48-19-316-92);
- бор аморфный Б-99В (ТУ 1-92-154-90 с изм. 1, 2);
- порошок кристаллического кремния Кр-00, полученный путем размола.

Процесс механического легирования проводили в планетарной шаровой мельнице фирмы Retsch PM 400 (Германия) с использованием раз-

мольных шаров и стаканов из оксида циркония. Конечным продуктом процесса МЛ являются композиционные гранулы — частицы порошка с равномерно распределёнными в них компонентами, входящими в состав материала.

Микроструктурные исследования с получением изображений объектов во вторичных и отражённых (обратнорассеянных) электронах и рентгено-спектральный микроанализ композиционных гранул проводили на растровом электронном микроскопе Hitachi SU8010 (Япония), оснащённом приставкой с твердотельным кремниевым детектором X-max № 80. Построение карт распределения элементов, визуализацию энергодисперсионных спектров и расчеты локального состава осуществляли с использованием программных модулей AzTec.

### Результаты и их обсуждение

Для получения беспористого компактного материала при проведении процесса МЛ необходимо обеспечить равномерность распределения армирующих компонентов по объёму матричного порошка. Для этого требуется подобрать энергетические режимы таким образом, чтобы:

- все компоненты материала были равномерно распределены по объёму обрабатываемой смеси. Если какой-либо из компонентов не участвует полностью в процессе механического легирования, то при анализе микроструктуры полученного компактного материала наблюдаются дефекты в виде включений такого компонента (рис. 1);

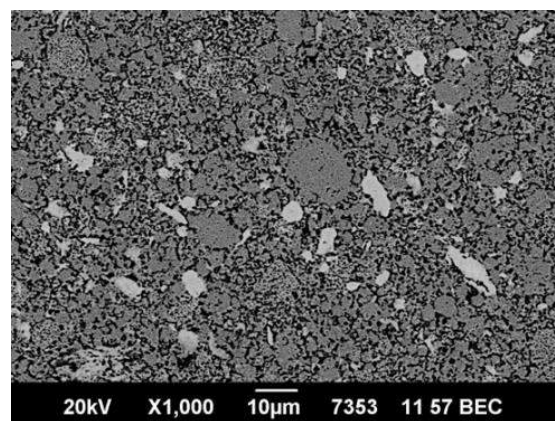


Рис. 1. Микроструктура материала системы Mo—Si—B с включениями частиц чистого молибдена (светлые участки)

- полученная смесь оставалась инертной по отношению к кислороду воздуха, т. к. в процессе МЛ идет интенсивное измельчение компонентов, соответственно, увеличивается удельная поверхность обрабатываемых порошков, а значит, и их реакционная способность;

• размер получаемых композиционных гранул по возможности приближался к монофракционному составу, т. к. при выбранных режимах процесса последующей консолидации могут образовываться "непропрессованные" участки (рис. 2), которые будут негативно сказываться на прочностных характеристиках, особенно при высоких температурах. Образование "непропрессованных" участков объясняется тем, что при получении компактного материала частицы разного размера имеют различную температуру оплавления, а при использовании композиционных гранул с большим разбросом по размерам вероятность образования таких участков возрастает.

Процесс механического легирования происходит во время обработки порошкового материала в высокоэнергетическом аппарате измельчающего действия. В результате такой обработки в материале протекают физико-химические процессы. Вследствие совокупности этих процессов происходит формирование уникальной микроструктуры материала. Известно множество атомарных, микро- и макроскопических физических процессов, происходящих при механической обработке твердых веществ в различных измельчающих аппаратах. Подробно они описаны в работах Г. Хайнике [13] и Е. Г. Аввакумова [14]. К наиболее важным с точки зрения влияния на структуру обрабатываемого материала процессам можно отнести:

- деформацию материала;
- образование свежей (ювенильной) поверхности;
- воздействие повышенных температур и давлений;
- ускорение процессов диффузии.

В данной работе исследована равномерность распределения исходных компонентов по объёму гранул в зависимости от времени проведения процесса МЛ. Пробы порошка отбирали каждые 2 ч, и проводили исследование равномерности распределения исходных компонентов в полученных композиционных гранулах.

Согласно обзорной работе по механическому легированию [15], учитывающей влияние хрупких компонентов, R. Sundaresan и F. H. Froes, а позднее С. Suryanarayana [16] установили, что процесс механического легирования состоит из нескольких этапов. Необходимо сразу отметить, что не существует четких границ между завершением одного этапа и началом другого. Этапы процесса механического легирования могут перекрываться между собой, т. к. структура каждой частицы во время процесса претерпевает свои уникальные изменения. Однако последовательность формирования общей структуры материала соответствует приводимому далее описанию.

На первом этапе происходит перемешивание исходных компонентов шихты с одновременными их деформацией, разрушением и сваркой. Продолжительность первого этапа отдельно от последующих может быть весьма незначительной, а указанные процессы могут протекать в течение всех стадий МЛ. Поэтому часто при описании процесса механического легирования первый этап объединяют со следующим, во время которого доминирует процесс сварки компонентов. Последующие два этапа включают формирование равноосных частиц и их сварку с образованием новых гранул, состоящих из нескольких случайно ориентированных частиц. На протяжении этих этапов гранулы приобретают более равноосную форму, их структура измельчается, а доля крупных гранул уменьшается. Продолжающееся упрочнение гранул и снижение их пластичности приводят к повышению вероятности их разрушения, т. е. размолу. На заключительном этапе наступает относительное равновесие между процессами разрушения и сварки гранул. Последующая обработка приводит лишь к дальнейшему измельчению микроструктуры. Этот период называют установившейся стадией. Хотя средний размер отдельных гранул материала и их распределение не являются постоянными в течение данного периода, изменения этих характеристик менее значительны, чем на ранних этапах обработки.

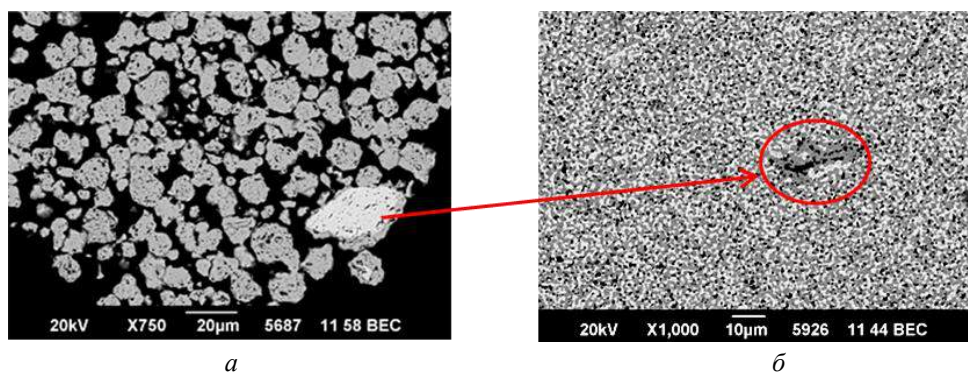
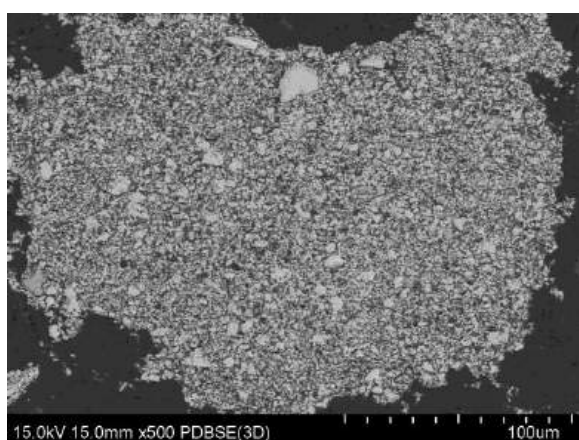
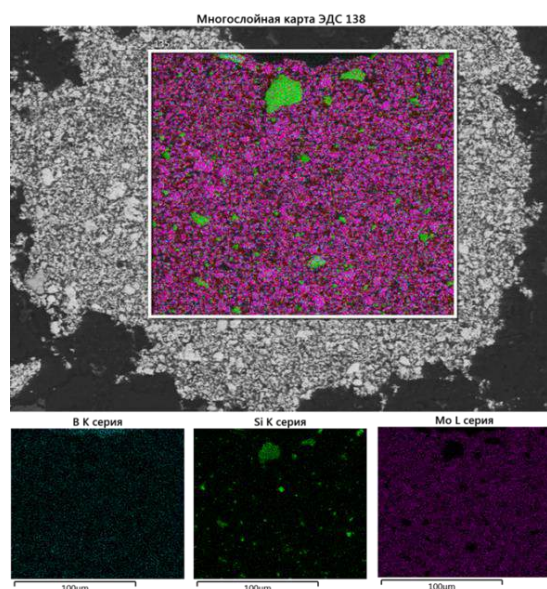


Рис. 2. Композиционные гранулы с крупной частицей (а) и микроструктура спеченного композита (б)



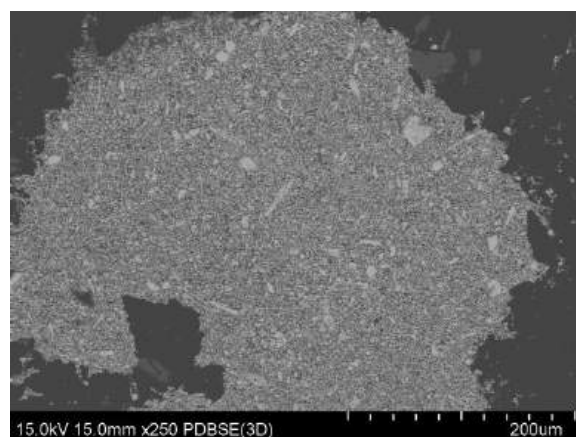
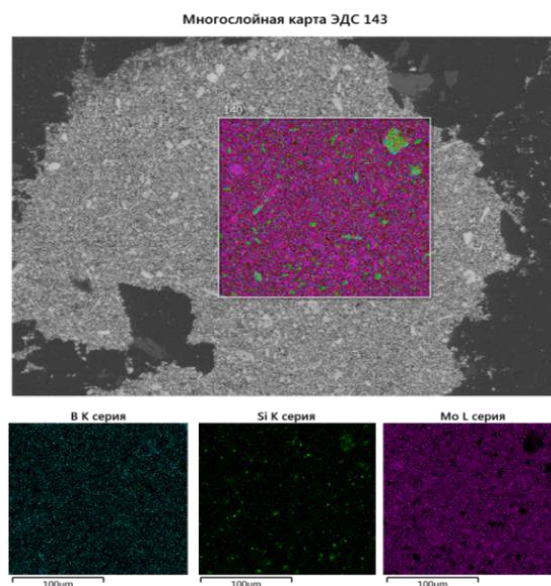
Исследования порошка после двух часов обработки в планетарной мельнице показали, что порошок содержит частицы осколочной формы размером от 1 до 20 мкм и более (рис. 3, *а*). Исследования распределения исходных компонентов в порошке проводили методом электронно-зондового микроструктурного анализа (ЭЗМА) с построением карт распределения элементов. Результаты исследований показали, что в составе порошка наблюдаются как частицы с включениями компонентов шихты, так и отдельные частицы исходных компонентов (рис. 3, *б*). Таким образом, при обработке порошка в течение 2 ч наблюдаются процессы перемешивания исходных компонентов шихты с одновременным их разрушением, т. е. первая стадия процесса МЛ.

*а**б*

**Рис. 3. Частицы порошка после обработки в планетарной мельнице в течение 2 ч:**

*а* — внешний вид; *б* — с наложением карты энерго-дисперсионного сканирования (ЭДС)

При увеличении времени обработки порошка до 4 ч размеры частиц не претерпевают видимых изменений и остаются в диапазоне 1–20 мкм. Однако в порошке вместе с частицами осколочной формы, наблюдаемых при времени обработки 2 ч (см. рис. 3, *а*), присутствуют и частицы вытянутой формы (рис. 4, *а*). Такое изменение формы частиц характерно при прохождении второй стадии процесса МЛ описанной выше, о чем также свидетельствует распределение компонентов (рис. 4, *б*), т.е. частиц исходных компонентов не наблюдается и все частицы в разной мере содержат компоненты шихты.

*а**б*

**Рис. 4. Частицы порошка после обработки в планетарной мельнице в течение 4 ч:**

*а* — внешний вид; *б* — с наложением карты ЭДС

В порошке, прошедшем обработку в течение 6 ч, наблюдается уменьшение размеров частиц, а на встречающихся крупных гранулах образуются трещины (рис. 5, *а*). Следовательно, можно утвер-

ждать, что после обработки в планетарной мельнице в течение 6 ч в порошковой шихте системы Mo—Si—B происходит процесс формирования равноосных гранул с перераспределением исходных компонентов по их объёму (рис. 5, б).

С дальнейшим увеличением времени обработки размер частиц уменьшается до 1—5 мкм, но встречаются гранулы вытянутой формы размером

до 10 мкм и более (рис. 6, а, 7, а). Стоит отметить, что с увеличением времени обработки количество крупных частиц уменьшается. Наиболее равномерное распределение компонентов шихты по объёму гранул наблюдается при достижении времени обработки 12 ч (рис. 7, б). При этом уже при обработке в течение 6 ч (см. рис. 5, б) в гранулах присутствуют все компоненты шихты.

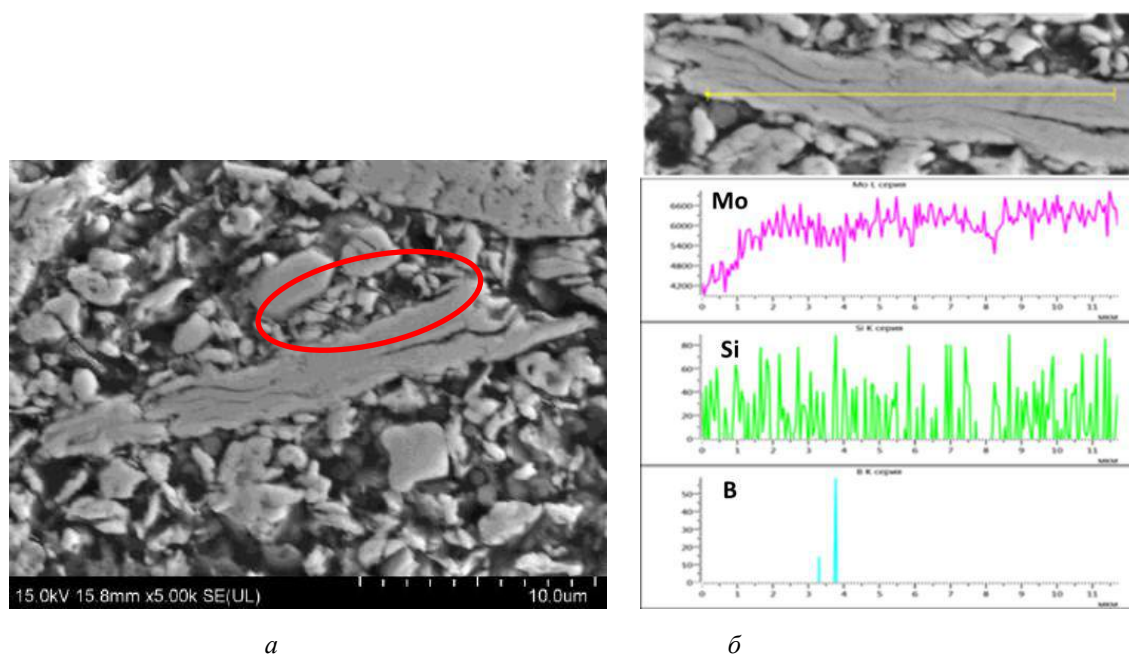


Рис. 5. Частицы порошка после обработки в планетарной мельнице в течение 6 ч:  
а — внешний вид; б — распределение компонентов в грануле

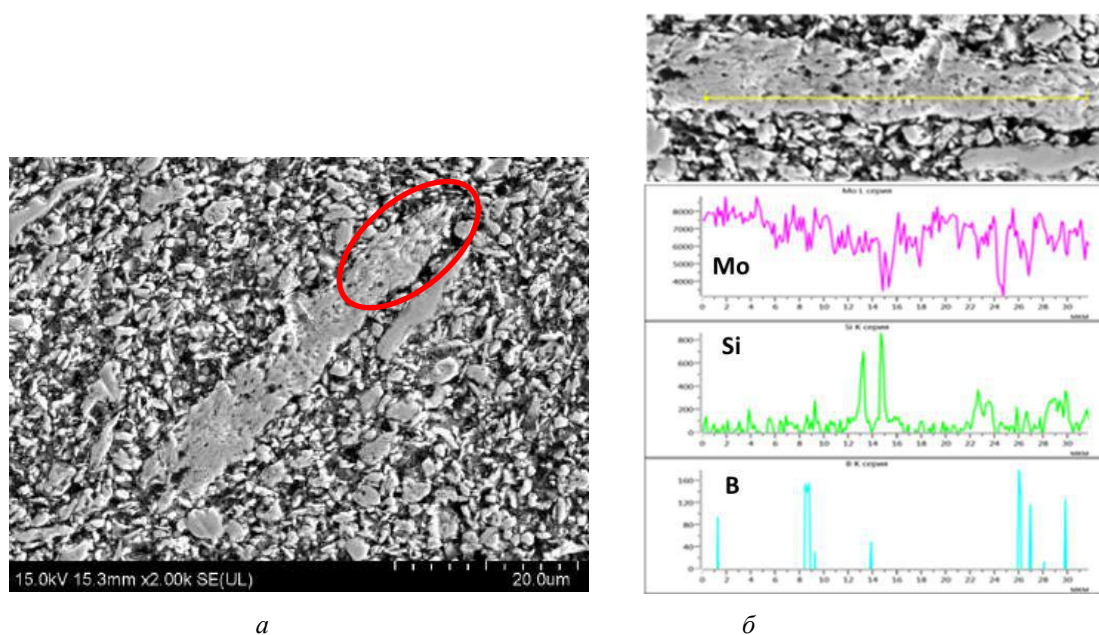


Рис. 6. Частицы порошка после обработки в планетарной мельнице в течение 10 ч:  
а — внешний вид; б — распределение компонентов в грануле



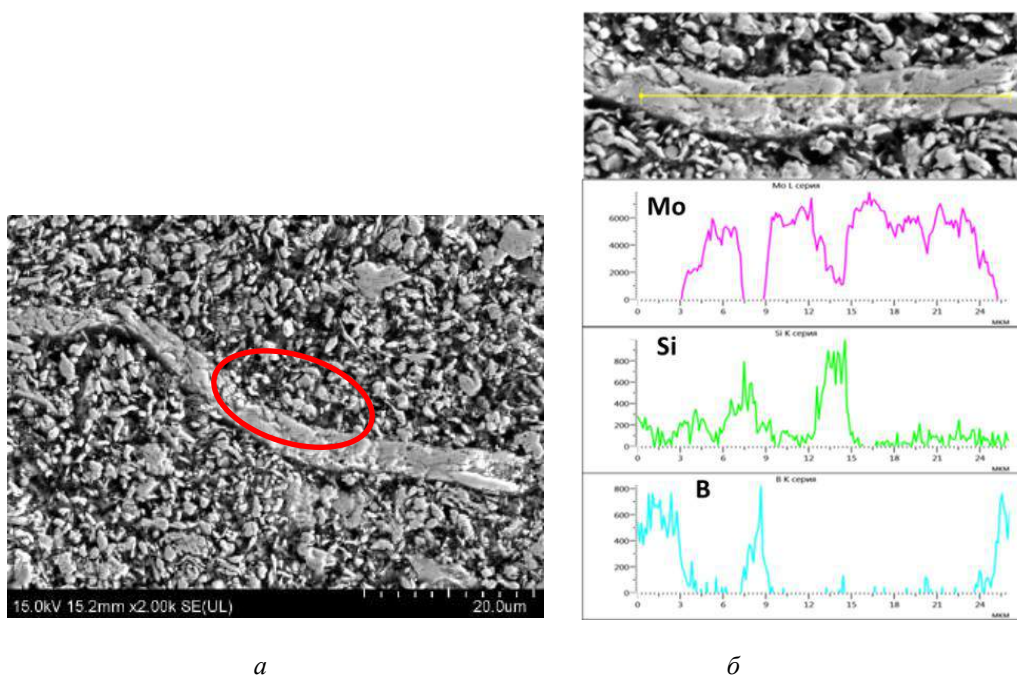


Рис. 7. Частицы порошка после обработки в планетарной мельнице в течение 12 ч:  
а — внешний вид; б — распределение компонентов в грануле

Таким образом, можно сделать вывод о том, что с увеличением времени обработки происходит равномерное распределение исходных компонентов шихты не только по всему объёму обрабатываемой смеси, но и по объёму каждой гранулы, а "установившаяся" стадия процесса механического легирования достигается при времени обработки 12 ч. Следовательно, дальнейшее увеличение времени обработки будет приводить к незначительным изменениям размеров частиц и распределения исходных компонентов в них, причем ввиду особенности обрабатываемого материала (высокая твердость) процессы измельчения будут доминировать над процессами сварки. Также следует отметить, что крупные гранулы материала системы Mo—Si—B после обработки в планетарной мельнице более 10 ч имеют рыхлую структуру и в дальнейшем с увеличением времени процесса подвергаются разрушению. Таким образом, при обработке элементарных порошков шихты материала системы Mo—Si—B для равномерного распределения компонентов по всему объёму обрабатываемой смеси необходимо не менее 12 ч. Дальнейшее увеличение времени обработки (более 12 ч) будет приводить к разрушению оставшихся крупных гранул и стабилизации фракционного состава в диапазоне размеров частиц 1—5 мкм.

### Заключение

Установлено, что процесс МЛ порошка системы Mo—Si—B проходит многостадийно и процессы, происходящие на каждой стадии, в целом

соответствуют описанным в работах R. Sundaresan, F. H. Froes и C. Suryanarayana.

Исследование распределения исходных компонентов показало, что для обеспечения равномерного распределения компонентов не только по объёму обрабатываемого материала, но и по объёму каждой гранулы время обработки элементарных порошков шихты материала системы Mo—Si—B должно составлять не менее 12 ч, а его дальнейшее увеличение будет приводить к разрушению оставшихся крупных гранул и стабилизации фракционного состава в диапазоне размеров частиц 1—5 мкм.

*Работа выполнена в рамках реализации комплексного научного направления 12.3 "Металлические композиционные материалы (МКМ) на основе Nb, Mo и их интерметаллидов" ("Стратегические направления развития материалов и технологий их переработки на период до 2030 года").*

### ЛИТЕРАТУРА

1. Aerospace & Defense. 2011 Year in Review and 2012 Forecast. 2012. Is. 2. February, PricewaterhouseCoopers LLP.
2. Светлов И. Л. Высокотемпературные Nb—Si-компози́ты // Материаловедение. 2010. № 9. С. 29—38.
3. Светлов И. Л. Высокотемпературные Nb—Si-компози́ты // Материаловедение. 2010. № 10. С. 18—27.
4. Каблов Е. Н. ВИАМ: материалы нового поколения для ПД-14 // Крылья Родины. 2019. № 7, 8. С. 54—58.
5. Каблов Е. Н., Светлов И. Л., Ефимочкин И. Ю. Высокотемпературные Nb—Si-компози́ты // Вестник МГТУ им.



Н. Э. Баумана. Сер. "Машиностроение". 2011. № SP2. С. 164—173.

6. Каблов Е. Н. Материалы нового поколения — основа инноваций, технологического лидерства и национальной безопасности России // Интеллект и технологии. 2016. № 2(14). С. 16—21.

7. Бондаренко Ю. А. Тенденции развития высокотемпературных металлических материалов и технологий при создании современных авиационных газотурбинных двигателей // Авиационные материалы и технологии. 2019. № 1. С. 88—94. DOI: 10.18577/2071-9140-2019-0-1-88-94.

8. Титов Д. Д., Каргин Ю. Ф., Лысенков А. С., Попова Н. А., Горшков В. А. Влияние содержания  $WSi_2$  и добавок алюмосиликатов магния на окисление и прочностные свойства композитов  $MoSi_2-WSi_2$  // Материаловедение. 2012. № 7. С. 45—49.

9. Woodard S. R., Raban R., Myers J. F., Berczik D. M. Oxidation resistant molybdenum. Patent 6652674 US. Publ. 25.11.2003.

10. Трофименко Н. Н., Ефимочкин И. Ю., Большакова А. Н. Проблемы создания и перспективы использования жаропрочных высокоэнтропийных сплавов // Авиационные

материалы и технологии. 2018. № 2(51). С. 3—8. DOI: 10.18577/2071-9140-2018-0-2-3-8.

11. Батиенков Р. В., Большакова А. Н., Ефимочкин И. Ю. Проблема низкотемпературной пластичности молибдена и сплавов на его основе (обзор) // Тр. ВИАМ. 2018. № 3(63). С. 02. <http://www.viam-works.ru>. DOI: 10.18577/2307-6046-2018-0-3-12-17.

12. Гращенков Д. В., Ефимочкин И. Ю., Большакова А. Н. Высокотемпературные металломатричные композиционные материалы, армированные частицами и волокнами тугоплавких соединений // Авиационные материалы и технологии. 2017. № 5. С. 318—328.

DOI: 10.18577/2071-9240-2017-0-5-318-328.

13. Хайнике Г. Трибохимия / Пер. с англ. — М.: Мир, 1987. — 582 с.

14. Аввакумов Е. Г. Механические методы активации химических процессов. — Новосибирск: Наука, 1986. — 306 с.

15. Sundaresan R., Froes F. H. Mechanical Alloying // J. Metals. 1987. № 8. P. 22—27.

16. Suryanarayana C. Mechanical alloying and milling // Progress in Materials Science. 2001. № 46. P. 1—184.

## Obtaining of materials of the Mo—Si—B system by mechanical alloying

O. G. OSPENNIKOVA, I. Yu. EFIMOCHKIN, A. N. BOLSHAKOVA,  
A. P. BOBROVSKII, R. M. DVORETSKOV

All-Russian Scientific Research Institute of Aviation Materials, Moscow, Russia

*The process of obtaining composite granules of the Mo—Si—B system material from elementary powders by mechanical alloying in a planetary mill is studied. It is established that in order to ensure a uniform distribution of the components over the entire volume of the processed mixture, the processing time of the elementary charge powders should be at least 12 hours. Further increase in the processing time (more than 12 hours) will lead to the destruction of the remaining large granules and the stabilization of the fractional composition in the range of particle sizes 1—5 microns.*

**Keywords:** high temperature materials, composite materials, mechanical alloying, molybdenum, Mo—Si—B system.

## Материалы на основе многокомпонентных систем сложных оксидов для устройств пьезотехники

С. И. ДУДКИНА; К. П. АНДРЮШИН, канд. физ.-мат. наук;

И. Н. АНДРЮШИНА, канд. физ.-мат. наук; Е. В. ГЛАЗУНОВА;

И. А. ВЕРБЕНКО, д-р физ.-мат. наук; Л. А. РЕЗНИЧЕНКО, д-р физ.-мат. наук

Южный федеральный университет, Научно-исследовательский институт физики, г. Ростов-на-Дону, Россия

*Проведен анализ влияния Mn-содержащих сложных оксидов на электрофизические параметры твердых растворов (ТР) многокомпонентных систем на основе титаната-цирконата свинца вида  $PbTiO_3-PbZrO_3-\Sigma_n(PbB'_{1-\alpha}B''_{\alpha}O_3)_n$  ( $n = 2, 3$ ), изготовленных двухстадийным твердофазным синтезом с последующим спеканием методом горячего прессования или по обычной керамической технологии. Показана определяющая роль Mn-содержащих сложных оксидов в "ужестчении" ТР, что обусловлено кристаллохимическими особенностями Mn. Установлено, что процессы фазообразования при синтезе и кинетика уплотнения при спекании ТР определяются физико-химическими свойствами катионов Mn(II), Mn(III), Mn(IV), присутствующих в составах рассматриваемых композиций. Это обуславливает высокую технологичность ТР с Mn-содержащими сложными оксидами, что важно при массовом производстве материалов для различных областей применения, в том числе для устройств пьезотехники.*

**Ключевые слова:** твердые растворы, многокомпонентные системы, Mn-содержащие сложные оксиды, электрофизические параметры, электроотрицательность, области применения.

В пьезотехнике широко используют сегнето-пьезоэлектрические керамические материалы (СПКМ), устойчивые к электрическим и механическим воздействиям (1-я группа), обладающие высокой температурной и временной стабильностью резонансной частоты (2-я группа) и предназначенные для устройств, работающих в силовых режимах (пьезотрансформаторы, пьезодвигатели, ультразвуковые излучатели, генераторы высокого напряжения), а также для частотно-селективной (фильтровой) аппаратуры [1–4]. Менее разнообразен сегмент СПКМ для высокочастотных применений (3-я группа) и ультразвуковых преобразователей (дефектоскопы, приборы медицинской диагностики и т. д.) (4-я группа). Анализ элементного состава таких СПКМ показал, что наиболее эффективными являются марганец (Mn) содержащие композиции, обладающие высокими коэффициентами электромеханической связи  $K_p$ , пьезомодулем  $|d_{31}|$ , механической добротностью  $Q_m$  при низких значениях тангенса угла диэлектрических потерь  $\tan \delta$  в сильных полях, а также высокой стабильностью резонансной частоты  $f_r$  [4–6]. При этом источником Mn могут быть как соединения (сложные оксиды вида  $PbB'_{1-\beta}B''_{\beta}O_3$  с  $B'' = Mn$ ), так и модифицирующие добавки, вводимые обычно сверх стехиометрии основного состава в количествах 0,2–1,5 масс. % [5].

Цель данной работы — анализ влияния Mn-содержащих сложных оксидов на электрофизические параметры твердых растворов многокомпонентных систем на основе титаната-цирконата свинца.

Объекты, методы их получения и исследования

В качестве объектов исследования были рассмотрены ТР многокомпонентных систем на основе титаната-цирконата свинца вида:  $PbTiO_3-PbZrO_3-\Sigma_n(PbB'_{1-\alpha}B''_{\alpha}O_3)_n$  ( $n = 2, 3$ ). Основной

Дудкина Светлана Ивановна, научный сотрудник отдела "Интеллектуальные материалы и нанотехнологии".

E-mail: s.i.dudkina@yandex.ru

Андрюшин Константин Петрович, ведущий научный сотрудник отдела "Интеллектуальные материалы и нанотехнологии".

E-mail: vortexblow@gmail.com

Андрюшина Инна Николаевна, старший научный сотрудник отдела "Интеллектуальные материалы и нанотехнологии".

E-mail: futur6@mail.ru

Глазунова Екатерина Викторовна, научный сотрудник отдела "Интеллектуальные материалы и нанотехнологии".

E-mail: kate93@mail.ru

Вербенко Илья Александрович, директор.

E-mail: ilich001@yandex.ru

Резниченко Лариса Андреевна, профессор, заведующая отделом "Интеллектуальные материалы и нанотехнологии".

E-mail: lareznichenko@srfedu.ru

Статья поступила в редакцию 17 мая 2021 г.

© Дудкина С. И., Андрюшин К. П., Андрюшина И. Н., Глазунова Е. В., Вербенко И. А., Резниченко Л. А., 2021

метод приготовления изучаемых ТР — двухстадийный твердофазный синтез с промежуточным помолотом, гранулированием дисперсно-кристаллических порошков и последующим спеканием методом горячего прессования или по обычной керамической технологии (без приложенного извне давления). Оптимальные технологические регламенты, обеспечивающие беспримесность, экспериментальную плотность, близкую к теоретической, и целостность керамик, выбирали из серии проб каждого состава, варьируя температуру, длительность и кратность обжигов и осуществляя рентгенографический контроль синтеза продуктов.

Рентгенографические исследования при комнатной температуре проводили методом порошковой дифракции с использованием дифрактометра ДРОН-3 ( $\text{Co}_{K\alpha}$ -излучение; Мп-фильтр; схема фокусировки по Брэггу—Брентано).

Электрофизические параметры (относительная диэлектрическая проницаемость поляризованных образцов  $\epsilon_{33}^T / \epsilon_0$ , тангенс угла диэлектрических потерь  $\text{tg}\delta$ , коэффициенты электромеханической

связи радиальной и толщинной мод колебаний  $K_r$  и  $K_t$ , пьезомодули  $|d_{31}|$  и  $d_{33}$ , механическая добротность  $Q_m$ ) определяли в соответствии с ОСТ 11 0444-87 [7] на основе измерений характеристик материалов с использованием прецизионного анализатора импеданса Wayne Kerr 6500B (фирма "Wayne Kerr Electronics Ltd.", Великобритания).

### Экспериментальные результаты и обсуждение

В табл. 1—4 приведены основные электрофизические характеристики СПКМ групп 1—4 с участием Мп и без него (со звездочкой), разработанных в НИИ физики РГУ (с 2006 г. ЮФУ). Материалы, изготовленные мелкосерийными партиями на опытном производстве НИИ физики, обозначены как ПКР (пьезоэлектрическая керамика ростовская). Здесь же приведены параметры других твердых растворов (ТР1—ТР29), которые можно отнести к рассматриваемым группам. Хорошо видно, что наиболее эффективны первые. Это свидетельствует об определяющей роли Мп в формировании свойств таких материалов.

Таблица 1

Электрофизические параметры материалов для устройств, работающих в силовых режимах (пьезотрансформаторы, пьезодвигатели и т. д.) (1-я группа)

Мате- риалы	Параметры						Источник
	$\epsilon_{33}^T / \epsilon_0$	$\text{tg}\delta \cdot 10^2$		$K_p$	$ d_{31} $ , пКл/Н	$Q_M$	
		$E = 50$ В/см	$E = 2$ кВ/см				
ПКР-8	1400	0,35	0,70 ( $E = 1$ кВ/см)	0,58	130	2000	[8]
ПРК-77	1350	0,30	0,40 ( $E = 1$ кВ/см)	0,62	140	1200	[8]
ПКР-78	1250	0,30	0,60 ( $E = 1$ кВ/см)	0,60	130	1000	[8, 9]
ПКР-23	900	0,85	—	0,58	85	1500	[8]
ТР1	1320	0,3	1,6	0,57	121	1130	[10]
ТР2	1340	0,3	1,5	0,64	145	1000	[10]
ТР3	1000—1650	0,2—0,3	1,4—1,7	0,60—0,62	118—145	1060—1130	[10]
ТР4	1340	0,6	1,1	0,57	123	1320	[10]
ТР5	1390	0,3	1,1	0,63	143	800	[10]
ТР6	930—1410	0,18—0,33	1,65—2,9	0,422—0,55	—	1800—2370	[10, 11]
ТР7	1375	0,3	0,8	0,56	123	1800	[10]
ТР8	610—1040	0,15—0,28	1,32—1,75 ( $E = 1$ кВ/см)	0,401—0,553	73—77	500—830	[12]
ТР9	760—1560	0,21—0,32	1,0—2,0	0,544—0,616	100—139	880—1320	[13]
ПКР-12	2000	0,35	0,85 ( $E = 1$ кВ/см)	0,66	185	1300	[8, 14]
ПКР-22	2100	0,35	0,90 ( $E = 1$ кВ/см)	0,57	155	1800	[8]
ПКР-6	2300	0,40	1,00 ( $E = 1$ кВ/см)	0,64	195	1100	[8]
ТР10	2270	0,3	3,1	0,64	190	680	[10]
ТР11	1620—2510	0,24—0,52	1,45—4,85	0,575—0,674	—	520—1970	[15]
ТР12	1280—2060	0,3—0,4	2,4—3,0	0,60—0,61	130—164	510—580	[10]
ТР13	1760—2930	0,27—0,41	2,26—6,55	0,59—0,664	—	390—785	[15]
ТР14	1240—1850	0,35—1,22	2,45—4,3	0,594—0,626	—	400—750	[15]
ТР15	1300—1640	0,2—0,4	2,1—3,2	0,58—0,67	143—156	640—990	[10]
ТР16	1990—2800	0,17—0,26	—	0,63—0,66	183—230	410—900	[16]
ТР17	1420—1770	0,2—0,3	1,8—4,2	0,59—0,66	153—159	470—640	[10]
ТР18	1450	0,4	7,0	0,63	148	460	[10]
ТР19	1510—2420	0,22—0,8	1,1—3,2	0,59—0,66	—	580—1790	[10]
ТР20*	1700—2260	1,5—2,4	12—13	0,58—0,67	153—215	76—87	[10, 15]
ТР21*	1260—1790	0,7—0,8	5,5—6,3	0,61—0,63	138—163	133—200	[10, 15]
ТР22*	2970	1,0	—	0,62	208	435	[10, 15]
ТР23*	1930—2880	1,4—1,8	10	0,62—0,65	170—235	71—80	[10, 15]

Примечание.  $E$  — напряженность измерительного электрического поля.

Таблица 2

## Электрофизические параметры материалов для фильтровых устройств (2-я группа)

Материалы	Параметры					Источник
	$\frac{\varepsilon_{33}^T}{\varepsilon_0}$	$K_p$	$Q_M$	$\Delta f_0/f_r$ , %		
				-60...+85 °С	10...+60 °С	
ПКР-13	660—780	0,34—0,38	2000—2400	0,18—0,27	—	[8]
ПКР-31	900—1000	0,44—0,49	1200—1500	0,23—0,25	—	[8, 17]
ПКР-28	600	0,28	2000	0,25	—	[8, 18]
ПКР-80	800	0,36	4000	0,25	—	[8]
ТР24	750—1190	0,33—0,47	3080—3500	0,21—1,87	—	[19]
ТР25	950—970	0,437—0,448	2100—3400	0,20—0,23	—	[15]
ТР26	920—1010	0,41—0,47	900—1400	0,22—0,32	0,10—0,15	[20]

Примечание.  $\Delta f_0/f_r$  — относительное отклонение резонансной частоты пьезоэлемента в интервале рабочих температур от частоты  $f_r$ , измеренной при температуре  $(25 \pm 2)$  °C, где  $f_0$  — резонансная частота при текущей температуре.

Таблица 3

## Электрофизические параметры материалов для высокочастотных преобразователей (3-я группа)

Материалы	Параметры						Источник
	$\varepsilon_{33}^T / \varepsilon_0$	$\text{tg} \delta$ , $10^2$ ( $E = 50$ В/см)	$K_p$	$K_{15}$	$ d_{31} $ , пКл/Н	$Q_m$	
ПКР-3	350	0,5	0,38	—	37	2000	[8]
ПКР-10	380	0,3	0,47	0,65	49	2500	[8]
ПКР-11	290	0,3	0,31	0,45	27	4000	[8]
ТР27	410—470	0,29—0,42	0,18—0,314	—	—	4900—6200	[21]
ТР28	280—440	<0,8	0,333—0,467	—	—	2500—4090	[22]
ТР29	493	—	0,46	—	—	—	[15]

Таблица 4

## Электрофизические параметры материалов для УЗ-преобразователей (дефектоскопы, приборы медицинской диагностики и т. д.) (4-я группа)

Материалы	Параметры								Источник
	$T_k$ , °C	$\varepsilon_{33}^T / \varepsilon_0$	$\text{tg} \delta$ , $10^2$ ( $E = 50$ В/см)	$K_p$	$K_t$	$ d_{31} $ , пКл/Н	$d_{33}$ , пКл/Н	$Q_m$	
ПКР-40	440	180	1,0	0,07	0,44	5	52	2000	[8]
ПКР-70	324	120	2,1	0	0,64	0	114	8	[8]

Укажем возможные причины высокой эффективности Мп-содержащих ТР.

Во-первых, присутствие в составе ТР (основ СПКМ) Мп-содержащих компонентов приводит к возрастанию степени ковалентности В—О-связей в перовскитовых ( $\text{ABO}_3$ ) структурах за счет более высоких электроотрицательностей (ЭО) Мп(III) и Мп(IV) (всегда присутствующих в составе композиций вследствие особенностей окис-

лительно-восстановительных свойств оксидов Мп) по сравнению с ЭО других базовых элементов ТР (табл. 5). Это, в свою очередь, способствует возрастанию спонтанной деформации и, как следствие, сегнетожесткости (СЖ) объектов, то есть возрастанию  $Q_m$ , уменьшению  $\varepsilon_{33}^T / \varepsilon_0$ ,  $K_p$ ,  $|d_{31}|$  и  $\text{tg} \delta$  в силу существующей зависимости между всеми названными характеристиками.

Таблица 5

## Кристаллохимические характеристики катионов Мп(II), Мп(III), Мп(IV), Ti(IV), Zr(IV)

Элемент	Степень окисления (валентность)	Электронная конфигурация внешних слоев [23, 24]	Стереохимические показатели [23, 25]		Эффективные ионные радиусы $r$ , Å [26] ([27])	Длины ненапряженных расстояний В—О [28]	Электроотрицательность, ккал/г-ат [29]
			Координационное число (КЧ) в оксидах	Координация ионов			
Mn	II	( $d^5$ ) $S^2$	4 6	Тетраэдр, октаэдр	0,86 (0,63) 0,91 (0,67)	2,22	170
	III	( $d^4$ ) $dS^2$	6	Октаэдр	0,70 (0,58)	2,03	260
	IV	( $d^3$ ) $d^2S^2$	4 6	Тетраэдр, октаэдр	0,50 (0,49) 0,53 (0,52)	1,90	310
Ti	IV	$d^2S^2$	6	Октаэдр	0,61 (0,64)	1,97	260
Zr	IV	$d^2S^2$	6	Октаэдр	0,72 (0,82)	2,11	200



Во-вторых, ужесточение ТР с Mn в регулярных позициях связано с проявлением Mn(III)-эффекта Яна—Теллера, вносящего дополнительный вклад в общее искажение исходной элементарной ячейки. Величина этого вклада в однородный параметр деформации  $\delta$ , характеризующий степень отклонения элементарной ячейки от кубической, для разных СПКМ может составлять 5—15 %, что весьма существенно скажется на сегнетожесткости ТР [30].

В-третьих, в силу малости размеров Mn(III) и Mn(IV) и соизмеримости размеров Mn(IV) радиусу октаэдрических междоузлий (0,56 Å) в плотнейшей кубической упаковке вполне вероятно их размещение (прежде всего Mn(IV)) в указанных позициях, а также на других вакантных местах. Это может привести к уменьшению подвижности межблочных границ, а значит, и к стабилизации структуры, т. е. к повышению степени СЖ ТР.

В-четвертых, из-за невысоких температур плавления оксидов Mn(IV) и Mn(III), еще более понижающихся в сложных многокомпонентных композициях, на которых базируются СПКМ указанных групп, в этих композициях в процессе обжига как исходных реакционных смесей, так и синтезированных порошков могут образовываться жидкие фазы (ЖФ) эвтектического происхождения, "цементирующие" зёрна и тормозящие движение их границ. В результате кристаллизуются мелкозернистые структуры с уменьшенным числом доменов, подвижность которых снижена за счет действия большого поля объёмного заряда.

Действие объёмного заряда, экранирующего сегнетоэлектрическую поляризацию, приводит к увеличению устойчивости её к внешним воздействиям. Это, в свою очередь, снижает степень доменных переориентаций в процессе поляризации керамики и способствует стабилизации структуры СПКМ.

Mn-содержащие СПКМ обладают ещё одной уникальной особенностью: их свойства слабо зависят от способа изготовления (обычная керамическая технология, горячее прессование) и вариаций технологических параметров, что обеспечивает высокую производительность при серийном производстве. Остановимся более подробно на тех физико-химических свойствах катионов Mn(II), Mn(III), Mn(IV), присутствующих в составах композиций, и их оксидов, которые могут оказать влияние на процессы фазообразования при синтезе и кинетику уплотнения при спекании рассматриваемых СПКМ.

Специфика окислительно-восстановительных процессов Mn определяет присутствие в реакционных смесях нескольких разновидностей его оксидов (MnO, Mn<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, Mn<sub>3</sub>O<sub>4</sub>) [31]. Структурные переходы в них, связанные с изменением марганцем степени окисления [32, 33], а также многочисленные полиморфные превращения (табл. 6), разрушая и разрыхляя структуру оксидов, значительно повышают реакционную активность шихт в точках таких превращений (эффект Хедвала) [34]. Картина этих переходов еще более усложняется в многокомпонентных системах.

Таблица 6

Характеристика оксидов марганца [32, 33]

Оксиды марганца	Область гомогенности	Превращения, приводящие к изменению степени окисления Mn при нагревании на воздухе (окислительно-восстановительные процессы)	Превращения, приводящие к изменению кристаллической структуры (полиморфизм)	$T_{\text{плав}}$ , °C
MnO(II)	MnO <sub>0,9</sub> —MnO <sub>1,5</sub>	200—350 °C, 940—1025 °C MnO → $\alpha$ Mn <sub>2</sub> O <sub>3</sub> → $\beta$ Mn <sub>3</sub> O <sub>4</sub>	—	1650 в вакууме
Mn <sub>2</sub> O <sub>3</sub> (III)	MnO <sub>1,5</sub> —MnO <sub>1,6</sub>	940—1025 °C $\beta$ Mn <sub>2</sub> O <sub>3</sub> → $\beta$ Mn <sub>3</sub> O <sub>4</sub>	420 °C $\alpha$ Mn <sub>2</sub> O <sub>3</sub> → $\beta$ Mn <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	1080 (разложение)
Mn <sub>3</sub> O <sub>4</sub> = = MnO·Mn <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	—	Устойчив	890—960 °C, 1170 °C $\alpha$ Mn <sub>3</sub> O <sub>4</sub> → $\beta$ Mn <sub>3</sub> O <sub>4</sub> → ← $\gamma$ Mn <sub>3</sub> O <sub>4</sub>	≈1590
MnO <sub>2</sub> (IV)	—	540—600 °C, 940—1025 °C $\beta$ MnO <sub>2</sub> → $\beta$ Mn <sub>2</sub> O <sub>3</sub> → $\beta$ Mn <sub>3</sub> O <sub>4</sub>	>325 °C $\gamma$ MnO <sub>2</sub> → $\beta$ MnO <sub>2</sub>	580 (разложение)

С дефектностью в анионной подрешетке оксидов Mn связано образование фаз переменного состава с колебаниями содержания кислорода от его дефицита до избытка. Такие концентрационные микрофлуктуации могут порождать кластеры различной стехиометричности, что усиливает дефектность реагентов и интенсифицирует твердофазную реакцию. Нестабильность валентных состояний Mn является причиной образования и последующей диффузии вакансий, значительно снижающих энергию активации процесса образования ТР. Активное участие газовых сред (кислорода) в твердофазных реакциях с Mn-компонентами характерно для процессов, происходящих в присутствии элементов переменной валентности [35]. Механизм влияния газовой фазы на кинетику твердофазного взаимодействия заключается в адсорбции газов и, как следствие, в активации поверхности частиц, усилении роли поверхностной диффузии, участии в процессах окисления-восстановления Mn, обуславливающих подвижное равновесие между оксидами Mn различной валентности и их полиморфными формами.

С образованием ЖФ эвтектического происхождения за счет низких температур плавления оксидов Mn(IV) и Mn(III) связано увеличение площади поверхности соприкосновения между реагентами и скорости диффузии [36], что активизирует процессы массопереноса при синтезе веществ. Мало-размерность катионов Mn, особенно Mn(III) и Mn(IV), определяет увеличение количества вещества, диффундирующего через слой реакционной смеси, и скорости перемещения частиц (уравнение Фика [35]). Повышенная поляризующая способность из-за принадлежности катионов Mn к группе ионов с незаконченным внешним слоем, переходным от 8- к 18-электронному, обуславливает снижение энергии активации реакции образования ТР (теория ионной проводимости Френкеля) [36]. Возможность размещения ионов Mn как в регулярных, так и в нерегулярных позициях структуры позволяет разнообразить варианты их диффузии и уменьшает длину пробега катионов, что улучшает условия протекания твердофазных реакций.

Отметим также, что активное состояние синтезированных порошков ответственно за реализацию в Mn-содержащих СПКМ самых низких значений энергии активации спекания (почти на порядок ниже, чем в других известных СПКМ) и механизма пластического течения (а не объемной диффузии, как в других СПКМ). Следствием этого является практическая независимость энергии активации спекания таких материалов от технологических параметров и в итоге не критичность их свойств к режимам получения. Это дает возможность изготавливать Mn-содержащие СПКМ с оп-

тимальными характеристиками не только горячим прессованием, но и по обычной керамической технологии.

Фактором, улучшающим спекаемость Mn-содержащих СПКМ, является и существенная неравновесность синтезированных порошков, обусловленная сильным тетрагональным искажением структуры, в том числе за счет проявления Mn(III)-эффекта Яна—Теллера. По мнению авторов, свойства рассматриваемых СПКМ в большей степени связаны со значительной деформацией ячейки (наивысшей среди СПКМ на основе титаната-цирконата свинца), чем с плотностью керамики. Это отличает их от других СПКМ, не содержащих Mn, например сегнетомягких, существенную роль в формировании экстремальных свойств которых играет плотность образцов, чье снижение (при переходе, например, от горячего прессования к спеканию без давления) чревато серьезным ухудшением пьезохарактеристик.

### Вывод

Анализ влияния Mn-содержащих сложных оксидов на электрофизические параметры твердых растворов многокомпонентных систем на основе титаната-цирконата свинца показал их определяющую роль в формировании сегнетожесткости ТР за счет возрастания степени ковалентности В—О-связей, обусловленного более высокими электроотрицательностями катионов Mn по сравнению с ЭО других базовых элементов твердых растворов. Показана также большая эффективность функциональных материалов для устройств пьезотехники с участием марганцевых компонентов по сравнению с композициями, не содержащими Mn.

Установлено, что физико-химические свойства катионов Mn(II), Mn(III), Mn(IV), присутствующих в составах композиций, и их оксидов оказывают значительное влияние на процессы фазообразования при синтезе и кинетику уплотнения при спекании рассматриваемых СПКМ и обеспечивают высокую технологичность изготовления материалов с Mn-содержащими сложными оксидами, что важно в условиях серийного производства.

Полученные в работе результаты целесообразно использовать при разработке перспективных композиций для устройств пьезотехники.

---

*Исследование выполнено при финансовой поддержке Министерства науки и высшего образования РФ (государственное задание в сфере научной деятельности, научный проект № (0852-2020-0032)/(БАЗ0110/20-3-07ИФ)).*

## ЛИТЕРАТУРА

1. **Haq M.** Application of piezotransducers in biomedical science for health monitoring and energy harvesting problems // *Materials Research Express*. 2019. V. 6. P. 022002-1—022002-16.
2. **Chen Y., Bao X., Wong C.-M., Cheng J., Wu H., Song H., Ji X., Wu S.** PZT ceramics fabricated based on stereo-lithography for an ultrasound transducer array application // *Ceramics International*. 2018. V. 44. P. 22725—22730.
3. **Zachariasz R., Bochenek D.** Modified PZT ceramics as a material that can be used in micromechatronics // *European Physical J. B*. 2015. V. 88. № 11. C. 296-1—296-4.
4. **Vuong L. D., Gio P. D., Quang N. D. V., Hieu T. D., Nam T. P.** Development of  $0.8\text{Pb}(\text{Zr}_{0.48}\text{Ti}_{0.52})\text{O}_3-0.2\text{Pb}[(\text{Zn}_{1/3}\text{Nb}_{2/3})-0.625(\text{Mn}_{1/3}\text{Nb}_{2/3})_{0.375}]\text{O}_3$  Ceramics for High-Intensity Ultrasound Applications // *J. Electronic Materials*. 2018. V. 47. № 10. P. 5944—5951.
5. **Yan Y., Xu Y., Feng Y.** Effect of Mn doping on the piezoelectric properties of  $0.82\text{Pb}(\text{Zr}_{1/2}\text{Ti}_{1/2})\text{O}_3-0.03\text{Pb}(\text{Mn}_{1/3}\text{Sb}_{2/3})\text{O}_3-0.15\text{Pb}(\text{Zn}_{1/3}\text{Nb}_{2/3})\text{O}_3$  ferroelectric ceramics // *Ceramics International*. 2014. V. 40. P. 5897—5903.
6. **Kobune M., Tomoyoshi Y., Mineshige A., Fujii S.** Effects of  $\text{MnO}_2$  Addition on Piezoelectric and ferroelectric properties of  $\text{PbNi}_{1/3}\text{Nb}_{2/3}\text{O}_3\text{-PbTiO}_3\text{-PbZrO}_3$  Ceramics // *J. Ceramic Society of Japan*. 2000. V. 108. P. 633—637.
7. ОСТ 11 0444-87. Материалы пьезокерамические. Технические условия. Введ. 01.01.1988. — 140 с.
8. **Данцигер А. Я., Разумовская О. Н., Резниченко Л. А. и др.** Многокомпонентные системы сегнетоэлектрических сложных оксидов: физика, кристаллохимия, технология. Аспекты дизайна пьезоэлектрических материалов. — Ростов-на-Дону: Новая книга, 2002. Т. 2. — 365 с.
9. **Фесенко Е. Г., Данцигер А. Я., Резниченко Л. А. и др.** Пьезоэлектрический керамический материал. А. с. № 1738798. С04В 35/49. Оpubл. 07.06.1992. Бюл. № 21.
10. **Данцигер А. Я., Разумовская О. Н., Резниченко Л. А. и др.** Многокомпонентные системы сегнетоэлектрических сложных оксидов: физика, кристаллохимия, технология. Аспекты дизайна пьезоэлектрических материалов. — Ростов-на-Дону: МП "Книга", 2001. Т. 1. — 408 с.
11. **Фесенко Е. Г., Данцигер А. Я., Разумовская О. Н. и др.** Пьезокерамический материал. А. с. № 535251. С04В 35/00. Оpubл. 15.11.1976. Бюл. № 42.
12. **Фесенко Е. Г., Данцигер А. Я., Разумовская О. Н. и др.** Пьезокерамический материал. А. с. № 504736. С04В 35/00, 35/48, H01L 41/18. Оpubл. 28.02.1976. Бюл. № 8.
13. **Фесенко Е. Г., Данцигер А. Я., Разумовская О. Н. и др.** Пьезокерамический материал. А. с. № 566800. С04В 35/00, H01L 41/18. Оpubл. 30.07.1977. Бюл. № 28.
14. **Фесенко Е. Г., Данцигер А. Я., Разумовская О. Н. и др.** Пьезокерамический материал. А. с. № 529141. С04В 35/00, H01L 41/18. Оpubл. 25.06.1976. Бюл. № 35.
15. **Данцигер А. Я.** Сегнетоэлектрические твердые растворы многокомпонентных систем сложных оксидов и высокоэффективные пьезокерамические материалы на их основе. Дисс. ... д-ра физ.-мат. наук. — Ростов-на-Дону, 1985. — 480 с.
16. **Фесенко Е. Г., Данцигер А. Я., Разумовская О. Н. и др.** Пьезокерамический материал. А. с. № 536146. С04В 35/00. Оpubл. 25.11.1976. Бюл. № 43.
17. **Фесенко Е. Г., Данцигер А. Я., Разумовская О. Н. и др.** Пьезоэлектрический керамический материал. А. с. № 1133249. С04В 35/49, H01L 41/18. Оpubл. 07.01.1985. Бюл. № 1.
18. **Фесенко Е. Г., Данцигер А. Я., Резниченко Л. А. и др.** Пьезоэлектрический керамический материал. А. с. № 1133248. С04В 35/49. Оpubл. 07.01.1985. Бюл. № 1.
19. **Фесенко Е. Г., Данцигер А. Я., Разумовская О. Н. и др.** Пьезокерамический материал. А. с. № 496251. С04В 35/00. Оpubл. 25.12.1975. Бюл. № 47.
20. **Фесенко Е. Г., Данцигер А. Я., Разумовская О. Н. и др.** Пьезоэлектрический керамический материал. А. с. № 810645. С04В 35/00. Оpubл. 07.03.1981. Бюл. № 9.
21. **Фесенко Е. Г., Данцигер А. Я., Разумовская О. Н. и др.** Пьезокерамический материал. А. с. № 539010. С04В 35/00. Оpubл. 15.12.1976. Бюл. № 46.
22. **Фесенко Е. Г., Данцигер А. Я., Разумовская О. Н. и др.** Пьезокерамический материал. А. с. № 489742. С04В 35/00. Оpubл. 30.10.1975. Бюл. № 40.
23. **Коттон Ф., Уилкинсон Дж.** Современная неорганическая химия / Пер. с англ. — М.: Мир, 1969. Ч. 3. — 592 с.
24. **Нараи-Сабо И.** Неорганическая кристаллохимия / Пер. с англ. — Будапешт: Изд-во АН Венгрии, 1969. — 504 с.
25. **Порай-Кошиц М. А.** Практический курс рентгеноструктурного анализа. — М.: Изд-во МГУ, 1960. — 632 с.
26. **Боккий Г. Б.** Кристаллохимия. — М.: Наука, 1971. — 400 с.
27. **Shannon R. D.** Revised affective ionic radii and systematic Studies of interatomic distances in halides and chalcogenides // *Acta Cryst.* 1976. V. A32. № 5. P. 751—764.
28. **Фесенко Е. Г.** Семейство перовскита и сегнетоэлектричество. — М.: Атомиздат, 1972. — 248 с.
29. **Поваренных А. С.** Об использовании электроотрицательности элементов в кристаллохимии и минералогии. — Киев: Зап.-Укр. отд. Всесоюз. минералог. общ-ва, 1962. Т. 3. Ч. 1. С. 3—27.
30. **Резниченко Л. А., Разумовская О. Н., Гавриляченко С. В.** Роль марганца в "ужесточении" сегнето-пьезоэлектрических материалов: сб. трудов Междунар. науч.-практ. конф. "Фундаментальные проблемы пьезоэлектрического приборостроения" ("Пьезотехника-99"). 1999. Т. 1. С. 98—108.
31. **Разумовская О. Н., Девликанова Р. У., Беляев И. Н., Токмянина Т. Б.** Термогравиметрическое исследование  $\text{Pb}_2\text{NbMnO}_6$  и  $\text{Pb}_2\text{WMnO}_6$  // *Изв. АН СССР. Сер. "Неорганические материалы"*. 1976. Т. 12. № 3. С. 471—473.
32. **Роде Е. Я.** Кислородные соединения марганца. — М.: Химия, 1952. — 349 с.
33. **Журавлев Г. И.** Химия и технология ферритов. — Л.: Химия, 1970. — 192 с.
34. **Третьяков Ю. Д., Лепис Х.** Химия и технология твердофазных материалов. — М.: Изд-во МГУ, 1971. — 488 с.
35. **Будников П. П., Гинстлинг А. М.** Реакции в смесях твердых веществ. — М.: Изд-во лит-ры по строительству, 1971. — 488 с.
36. **Кингери У. Д.** Введение в керамику / Пер. с англ., Изд. 2. — М.: Изд-во лит-ры по строительству, 1967. — 500 с.

## Materials based on the multicomponent systems of the complex oxides for devices piezotechnique

S. I. DUDKINA, K. P. ANDRYUSHIN, I. N. ANDRYUSHINA, E. V. GLAZUNOVA,  
I. A. VERBENKO, L. A. REZNICHENKO

Southern Federal University, Research Institute of Physics, Rostov-on-Don, Russia

*The analysis is carried out the effect of Mn-containing complex oxides on the electrophysical parameters of solid solutions of multicomponent systems based on titanate-zirconate lead of the view:  $PbTiO_3-PbZrO_3-\Sigma_n (PbB'_{1-\alpha}B''_{\alpha}O_3)_n$  ( $n = 2, 3$ ), manufactured by two-stage solid-phase synthesis followed by sintering by hot pressing method or by conventional ceramic technology. Their decisive role in the "hardness" of the solid solutions due to the crystal-chemical features of Mn is shown. It was found that the processes of phase formation during synthesis and the kinetics of compaction during sintering of solid solutions are determined by the physicochemical properties of the cations Mn(II), Mn(III), Mn(IV) present in the compositions of the considered compositions. This determines the high manufacturability of the solid solutions with Mn-containing complex oxides, which is important in the mass production of the materials for various fields of application, including devices for piezotechnique.*

**Keywords:** solid solutions, multicomponent systems, Mn-containing complex oxides, electrophysical parameters, electronegativity, applications.



## Влияние элементного состава и способа изготовления катодов на физико-механические, трибологические и адгезионные свойства покрытий $Ti_{1-x}Al_xN$ , формируемых электродуговым испарением

А. Л. КАМЕНЕВА, д-р техн. наук; Н. В. БУБЛИК; Д. В. КАМЕНЕВА

Пермский национальный исследовательский политехнический университет, г. Пермь, Россия

*Исследованы покрытия  $Ti_{1-x}Al_xN$ , полученные электродуговым испарением двух однокомпонентных литых  $Ti$  и  $Al$  и двух композиционных  $TiAl$  (50 ат. %  $Ti$  и 50 ат. %  $Al$ ) катодов. Изучено влияние элементного состава и способа изготовления катодов на микроструктуру, количество и дефектность микрокапель и самого покрытия  $Ti_{1-x}Al_xN$ . Выявлена зависимость физико-механических, трибологических и адгезионных свойств покрытий  $Ti_{1-x}Al_xN$  от их структурных характеристик, а также количества и дефектности микрокапель. Установлено, что высокими физико-механическими, трибологическими и адгезионными свойствами обладает покрытие  $Ti_{1-x}Al_xN$ , сформированное при испарении двух однокомпонентных литых катодов  $Ti$  и  $Al$ . Бóльшее количество и дефектность микрокапель на поверхности и в теле покрытия  $Ti_{1-x}Al_xN$ , полученного при испарении двух композиционных  $TiAl$ -катодов, значительно увеличивают шероховатость покрытия и ухудшают его трибологические и адгезионные свойства. В связи с незначительным отличием элементного состава покрытий их физико-механические свойства отличаются незначительно. Для улучшения трибологических и адгезионных свойств покрытий  $Ti_{1-x}Al_xN$  рекомендовано изготовление двух композиционных  $TiAl$ -катодов методом горячего изостатического прессования заранее синтезированных порошков  $Ti$  и  $Al$  с массовым соотношением 50:50.*

**Ключевые слова:** катоды, покрытия  $Ti_{1-x}Al_xN$ , элементный состав, физико-механические свойства, коэффициент трения.

Режущие твердосплавные инструменты часто используют в тяжелых условиях резания, когда температура между инструментом и обрабатываемым материалом заготовки в зоне резания достигает 1000 °С и более [1]. Для увеличения срока службы и повышения производительности режущего инструмента на его поверхность методами как химического (CVD), так и физического осаждения из паровой фазы (PVD) наносят тонкопленочные покрытия [1]. Износостойкие и защитные покрытия должны обладать комплексом высоких свойств: твердостью, термической стабильностью, стойкостью к окислению и низкой скоростью износа.

Для высокоскоростных процессов резания наиболее часто используют покрытия  $Ti_{1-x}Al_xN$ ,

осаждаемые методом электродугового испарения [2—14]. Преимущество метода заключается в том, что при электродуговом испарении генерируется плазма высокой плотности при практически полной ионизации катодного материала в катодных пятнах вакуумной дуги [15]. Одним из недостатков метода является наличие макрочастиц. Эмиссия макрочастиц, выбрасываемых из катодного пятна в процессе испарения, приводит к снижению качества покрытия [3, 12].

Макрочастицы, образующиеся в катодных пятнах вместе с плазмой, могут находиться в жидком или твердом состоянии [16, 17]. Количество микрокапель на поверхности и в теле покрытия зависит от тока дуги, времени осаждения, толщины катода, содержания азота в покрытиях и обратно пропорционально расстоянию между катодом и подложкой, напряжению смещения на подложке, давлению азота [18, 19]. Количество макрочастиц увеличивается по мере повышения напряжения смещения на подложке и уменьшения содержания азота в покрытии [19]. Установлено, что концентрация элементов внутри макрочастицы неоднородна. В нижней части макрочастицы наблюдается относительно высокая концентрация элементов  $Ti$ ,

Каменева Анна Львовна, профессор.

E-mail: annkam789@mail.ru

Бублик Наталья Владимировна, аспирант.

E-mail: knv143@mail.ru

Каменева Дарья Владимировна, аспирант.

E-mail: daryakam44@mail.ru

Статья поступила в редакцию 16 апреля 2021 г.

© Каменева А. Л., Бублик Н. В., Каменева Д. В., 2021

которые представляют собой избыточные нейтральные атомы.

Однородность состава покрытия  $Ti_{1-x}Al_xN$  и химическая реакция между элементами подложки и покрытий обсуждаются в работе [20]. Влияние пустот на границе между крупными макрочастицами и основным покрытием  $Ti_{1-x}Al_xN$  на диффузию Co от подложки к поверхности покрытия при 1250 °C описано в работе [21]. Кратерный износ инструмента, происходящий при температуре 900–1200 °C в результате взаимного растворения материалов инструмента и детали, вызван в основном диффузионным износом инструмента. Установлено, что покрытие  $c-Ti_{0,52}Al_{0,48}N_{0,75}$  обладает наименьшей стойкостью к кратерному износу из-за большого количества макрочастиц, которые способствуют диффузии элементов подложки (например, Fe и Co) и ослабляют покрытие за счет перекристаллизации [22].

Подавление образования крупных макрочастиц путем преднамеренного катодного азотирования (отравления) [16] и фильтрация макрочастиц являются наиболее оптимальными способами их удаления [23]. Охлаждение катода также является эффективным методом снижения количества макрочастиц в покрытии. Система принудительного охлаждения обеспечивает такой режим работы катода, при котором средняя температура его поверхности недостаточна для протекания тока за счет термоэлектронной эмиссии [23, 24]. Поддерживать температуру катода на заданном уровне можно за счет уменьшения тока дуги и ускорения движения катодных пятен [23, 25], а также за счет поддержания или контроля тока дуги при испарении [26].

Цель работы — изучение влияния агрегатного и дефектного состояния макрочастиц на поверхности и в теле покрытия  $Ti_{1-x}Al_xN$  на его элементный состав, физико-механические свойства и коэффициент трения.

### Материалы и методы исследования

В качестве материала подложки использовали твердый сплав ВК8. Покрытия  $Ti_{1-x}Al_xN$  получали электродуговым испарением на модернизированной установке ННВ-И1 с двумя однокомпонентными литыми катодами Ti и Al и двумя композиционными катодами TiAl, изготовленными горячим изостатическим прессованием порошков Ti и Al с атомным соотношением 50 % Ti и 50 % Al и чистотой 99,99 % в ООО "ГИРМЕТ" (Москва). Элементный состав литых однокомпонентных катодов: титан марки ВТ-1-0 (Ti — 99,42 %, Si — 0,08 %, Fe — 0,2 %, C — 0,05 %, O — 0,1 %, N — 0,04 %, H — 0,008 %, прочее — 0,1 %

(ОСТ 1.90013-71)) и алюминий А99 (Al — 99,99 %, Fe — до 0,003 %, Si — до 0,003 %, Ti — до 0,002 %, Cu — до 0,002 %, Zn — до 0,003 %, Mn — до 0,002 %, Mg — до 0,001 %, Ga — до 0,003 %).

Для увеличения адгезионной прочности между покрытиями  $Ti_{1-x}Al_xN$  и подложкой поверхность тестовых образцов очищали тлеющим разрядом в аргоне и проводили ионную очистку — травление — нагрев поверхности ВК8 электродуговым испарителем в среде аргона в течение 10 мин при напряжении  $U_{\text{выс}} = 1000$  В. Скорость вращения подложки при нанесении покрытия  $Ti_{1-x}Al_xN$  составляла 10 об/мин. Для удаления остаточной влаги и газов на 20 мин включали резисторный нагреватель, расположенный в центре вакуумной камеры.

Технологические параметры процесса электродугового испарения: содержание азота в газовой смеси  $N_2 = 50$  %, ток дуги  $I_d = 75$  А, расстояние катод — подложка  $L_{Al} = L_{Ti} = 310$  мм, давление  $P = 1,0$  Па и  $U_{\text{см}} = 200$  В.

Морфологию, микроструктуру и дефекты макрочастиц и покрытий  $Ti_{1-x}Al_xN$  исследовали с помощью автоэмиссионного электронного микроскопа Ultra 55 (Carl Zeiss, Германия). Для проведения локального рентгеноспектрального анализа использовали систему микроанализа EDX микроскопа Ultra 55 [2, 4–6, 11].

Физико-механические свойства покрытий  $Ti_{1-x}Al_xN$ , включая твердость  $H$ , модуль упругости  $E$ , отношение  $H/E$ , пропорциональное сопротивлению растрескиванию, отношение  $H^3/E^2$ , пропорциональное сопротивлению пластической деформации, и упругое восстановление  $We$ , определяли с использованием установки FISCHERSCOPE H100C (Fischer, Германия) в соответствии со стандартом DINENISO 14577-1 [7, 8, 13].

Испытания на износ проводили по схеме "палец — диск" при температуре 300 К в смазывающей охлаждающей жидкости (СОЖ) на лабораторной машине трения [14]. Материал пальца-контртела — твердый сплав НГ30, материал диска — нержавеющая сталь с покрытием  $Ti_{1-x}Al_xN$ . Число пальцев 3, радиус сферы пальца  $R = (6,5 \pm 0,25)$  мм. Осевая нагрузка на три пальца  $F_{ax} = 175$  Н, линейная скорость скольжения пальца  $V = 0,68$  м/с. Путь трения пальцев  $L = 1500$  м, продолжительность испытания  $t = 740$  с. Радиус изношенных поверхностей покрытия  $R = 7$  мм. Профилограммы изношенного покрытия  $Ti_{1-x}Al_xN$  и поверхностей пальцев были получены и обработаны с помощью высокоточного измерителя круглости MarForm MMQ 400 (Mahr, Германия) с программным обеспечением MarShellMarWin. Исследован коэффициент трения  $f$  покрытий  $Ti_{1-x}Al_xN$ .

Адгезионную прочность покрытий  $Ti_{1-x}Al_xN$  оценивали по глубине проникновения индентора в

покрытие  $P_d$  на микротвердомере ПМТ-3 с нагрузкой на индентор 0,5 Н.

### Результаты исследований и их обсуждение

*Морфология, микроструктура и дефектность макрочастиц и покрытий  $Ti_{1-x}Al_xN$ , осажженных при испарении двух литых однокомпонентных катодов.* При оптимальных технологических и температурных параметрах формируется столбчатое покрытие  $Ti_{1-x}Al_xN$  с однородной зернистой структурой поверхности (рис. 1, а). Одиночные микрокапли с упорядоченной столбчатой структурой растут как с подложки (рис. 1, б), так и на последних стадиях формирования покрытия  $Ti_{1-x}Al_xN$  (рис. 1, в). При изготовлении изломов покрытия  $Ti_{1-x}Al_xN$  было обнаружено, что разрушение микрокапель по высоте происходит из-за низкой когезии макрочастиц при их прерывистом росте от подложки (рис. 1, б) или по границе раздела микрокапли и покрытия  $Ti_{1-x}Al_xN$  из-за низкой адгезионной прочности между ними (рис. 1, в). Растрескивания покрытия  $Ti_{1-x}Al_xN$  не обнаружено.

На рис. 1, д по оси ординат имп/с — размерность чувствительности спектрометра, встроенно-

го в электронный микроскоп Ultra55, эВ — размерность его разрешения.

По оси абсцисс отложена энергия рентгеновского излучения (кэВ).

Покрытие  $Ti_{1-x}Al_xN$  формируется с отдельными микромасштабными неоднородностями из-за анизотропии теплофизических свойств Ti и Al и их соединений, которые по-разному изменяются с увеличением температуры (рис. 1, з). Соотношение элементов в основном покрытии примерно одинаково (EDX-спектры 4 и 5) и составляет Ti:Al:N ~ 27:23:50 (ат. %) (рис. 1, з, д). Максимальное количество Ti и Al (~30 ат. %) наблюдается в микрокаплях покрытия (EDX-спектр 3) (рис. 1, з). В нескольких несплошностях покрытия, как и в несплошности покрытия  $Ti_{1-x}Al_xN$  на рис. 1, з, присутствуют вольфрам из подложки и остаточный кислород. Количество W и O в несплошностях покрытия уменьшается с уменьшением их глубины.

*Морфология, микроструктура и дефектность макрочастиц и покрытий  $Ti_{1-x}Al_xN$ , осажженных при испарении двух композиционных катодов TiAl.* Микроструктура покрытий  $Ti_{1-x}Al_xN$ , сформированных электродуговым испарением композиционных катодов TiAl, на разных стадиях роста приведена на рис. 2.

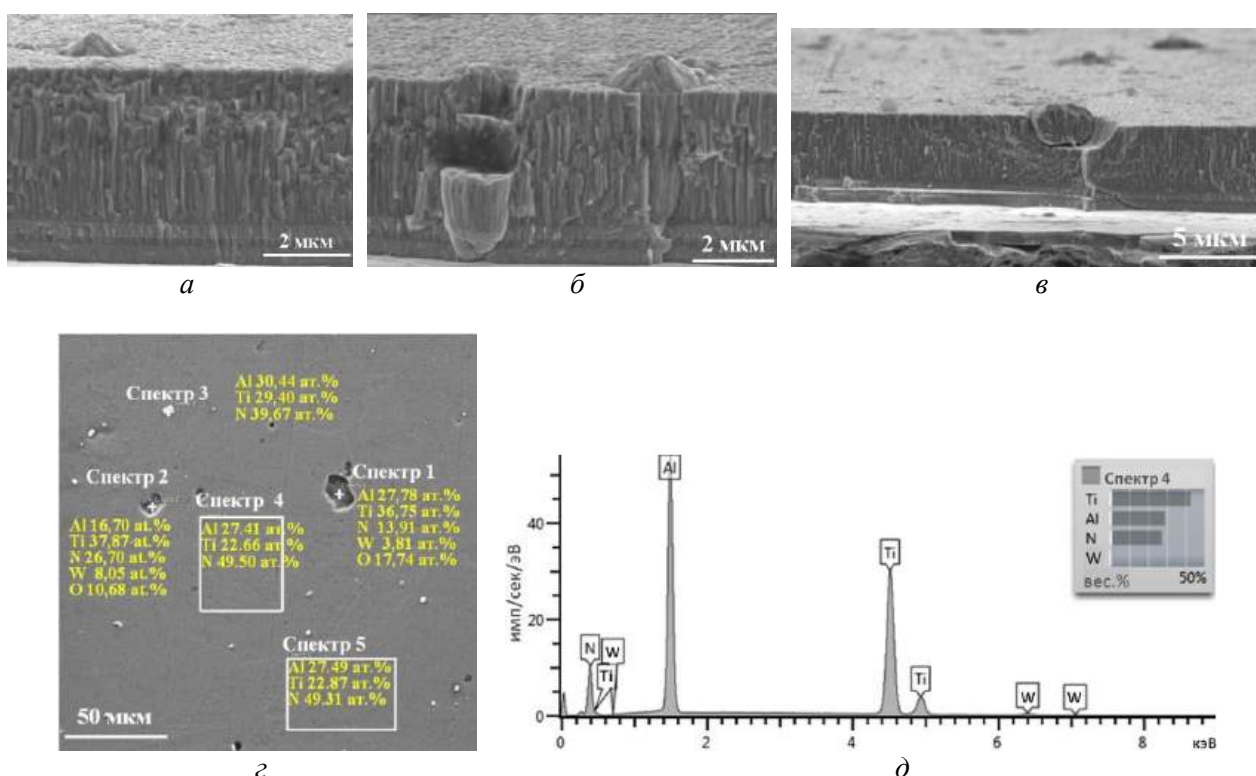
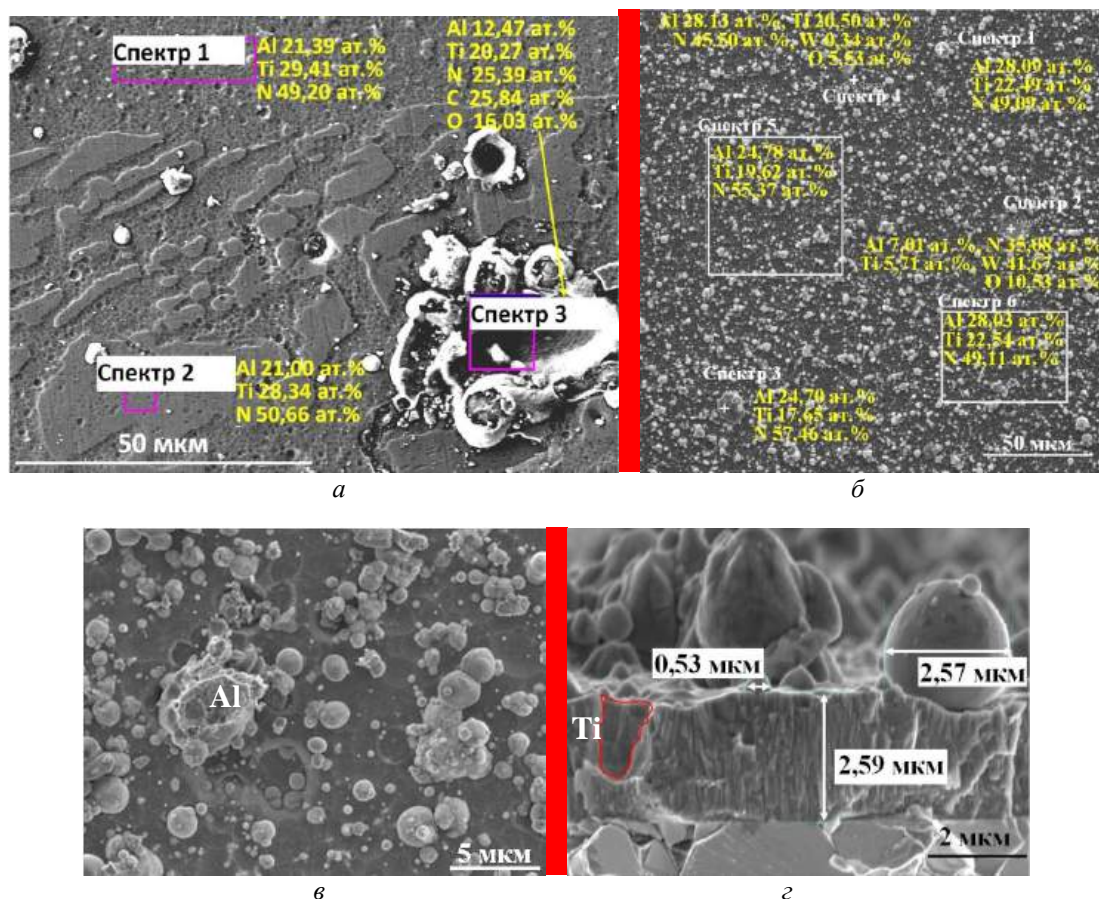


Рис. 1. Столбчатое покрытие  $Ti_{1-x}Al_xN$  с однородной зернистой структурой поверхности и одиночной макрочастицей (а); хрупкое разрушение микрокапли со столбчатой структурой (б, в); электронное изображение структуры покрытия  $Ti_{1-x}Al_xN$  с изображением спектров EDX (энергодисперсионная рентгеновская спектроскопия) (з); спектр EDX на поверхности покрытия  $Ti_{1-x}Al_xN$  (д) (размерности у спектра формируются автоматически в микрорентгеноспектральном анализаторе, встроенном в микроскоп Ultra 55)



**Рис. 2.** Электронные изображения структуры покрытия  $Ti_{1-x}Al_xN$  со спектрами EDX на стадии островкового роста (а) и последней стадии роста (б); вязкое разрушение аморфных макрочастиц Al в жидкой фазе при их коагуляции (в); хрупкое выкрашивание кристаллических макрочастиц Ti при изготовлении излома покрытия и интерметаллидные аморфные капли TiAl на поверхности покрытия (г)

На рис. 2, а показано покрытие  $Ti_{1-x}Al_xN$  на стадии островкового роста. Макрочастицы в жидком состоянии разрушаются в момент удара о подложку. В неоднородности покрытия  $Ti_{1-x}Al_xN$ , образовавшейся в месте разрушения микрокапли, наблюдается минимальная концентрация азота и алюминия, а также отличается значительная концентрация кислорода и углерода. Это указывает на то, что некоторое загрязнение кислородом и углеродом присутствовало в азотном контуре на стадии островкового роста. Точнее, в начале процесса осаждения парциальное давление кислорода в вакуумной камере увеличивается для большей скорости потока азота и большее количество атомов кислорода включается в формирующееся покрытие  $Ti_{1-x}Al_xN$  благодаря его сильному химическому сродству с атомами Ti и Al. Как следствие одновременно уменьшается встраивание атомов азота в  $Ti_{1-x}Al_xN$  [27]. Более низкое содержание Al в несплошностях покрытия по сравнению с Ti вызвано его потерей при испарении микрокапель Al преимущественно из жидкой фазы, сопровождающимся сильным экзотермическим эффектом.

На рис. 2, б показано покрытие  $Ti_{1-x}Al_xN$  на последней стадии его роста с относительно однород-

ным содержанием Al. Исключением является несплошность покрытия  $Ti_{1-x}Al_xN$  с минимальным содержанием Ti и Al и максимальным содержанием W подложки (EDX-спектр 2). Кислород наблюдается только в несплошностях покрытия  $Ti_{1-x}Al_xN$  (EDX-спектры 2 и 4). Количество и размер микрокапель как на поверхности, так и в поперечном сечении покрытия  $Ti_{1-x}Al_xN$  больше во много раз (см. рис. 2, б) по сравнению с аналогичными величинами покрытия, показанного на рис. 1, а—г. Множество микрокапель на поверхности покрытия  $Ti_{1-x}Al_xN$  (спектр EDX 1 и 3) имеет немного меньшее содержание Al (24,70—24,78 ат. %). По сравнению с покрытием  $Ti_{1-x}Al_xN$ , полученным при испарении двух однокомпонентных литых катодов Ti и Al, покрытие  $Ti_{1-x}Al_xN$ , полученное при испарении композиционных катодов TiAl, имеет более однородный состав по Ti и Al (рис. 2, б). На поверхности покрытия  $Ti_{1-x}Al_xN$  присутствуют микрокапли с большим содержанием Al (EDX-спектры 1 и 3) и с вязким механизмом их разрушения (рис. 2, в). Выкрашивание микрокапель кристаллического строения с большим содержанием Ti свидетельствует о хрупком механизме их разрушения (рис. 2, г).



Различие в механизмах разрушения капель объясняется различной зависимостью теплофизических и физико-механических свойств катодов Al и Ti от температуры, а также различным агрегатным и аллотропным состояниями катодных пятен при их испарении. Растрескивания микрокапель не обнаружено.

*Микроструктура и дефектность макрочастиц и покрытий  $Ti_{1-x}Al_xN$  и их влияние на физико-механические и трибологические свойства покрытий.* Физико-механические и трибологические свойства покрытий  $Ti_{1-x}Al_xN$ , сформированных при испарении двух однокомпонентных катодов Ti и Al (покрытие 1) и двух композиционных катодов TiAl (покрытие 2), представлены в таблице.

**Физико-механические и трибологические свойства покрытий  $Ti_{1-x}Al_xN$**

Материал катодов	$H$ , ГПа	$E$ , ГПа	$E^*$ , ГПа	$We$ , %	$P_d$ , мкМ	$F$
Ti и Al	31,653	269,018	295,625	76,57	0,21	0,08
TiAl 50:50	24,807	258,195	283,731	73,62	0,23	0,16

Наилучшими физико-механическими свойствами и минимальным коэффициентом трения обладает наноструктурированное покрытие 1 со столбчатой структурой и однородной зернистой структурой поверхности, низкой шероховатостью и минимальной дефектностью, сформированное при испарении литых однокомпонентных катодов Ti и Al (см. рис. 1, а). Покрытие 2 уступает данному покрытию по микротвердости и коэффициенту трения, однако обладает высокими упругими свойствами и способностью восстанавливаться после снятия нагрузки.

### Заключение

Исследовано влияние элементного состава катодов при осаждении покрытий  $Ti_{1-x}Al_xN$  методом электродугового испарения на их микроструктуру, количество, дефектность микрокапель и самого покрытия и влияние последних на физико-механические, трибологические и адгезионные свойства покрытий  $Ti_{1-x}Al_xN$ . Значительное изменение состава покрытий  $Ti_{1-x}Al_xN$  по поверхности в большей степени наблюдается только в несплошностях покрытия.

Комплексом высоких физико-механических, трибологических и адгезионных свойств обладает покрытие  $Ti_{1-x}Al_xN$ , сформированное при испарении двух однокомпонентных литых катодов Ti и Al (покрытие 1).

Худшие значения коэффициента трения и микротвердости покрытия  $Ti_{1-x}Al_xN$ , сформированного при испарении двух композиционных катодов TiAl (покрытие 2), прежде всего вызваны большим

количеством и дефектностью микрокапель на поверхности и в теле покрытия и, как следствие, его высокой шероховатостью. Физико-механические свойства покрытий 1 и 2 отличаются незначительно в связи с незначительным отличием их элементного состава.

Для улучшения трибологических свойств покрытий  $Ti_{1-x}Al_xN$ , формируемых электродуговым испарением, рекомендуется изготовление двух композиционных катодов TiAl горячим изостатическим прессованием порошков Ti и Al с чистотой 99,99 % и массовым соотношением 50:50.

*Исследование выполнено в рамках государственного задания Минобрнауки России на выполнение фундаментальных научных исследований (тема "Разработка теоретических и технологических основ и цифровых технологий проектирования функциональных композиционных материалов, многофункциональных нанопокрываний и диагностирующих информационных систем мониторинга высоконагруженных элементов авиационных конструкций" № FSNM-2020-0026).*

### ЛИТЕРАТУРА

1. **Teppernegg T., Czettel C., Michotte C., Mitterer C.** Arc evaporated Ti-Al-N/Cr-Al-N multilayer coating systems for cutting applications // International J. Refractory Metals & Hard Materials. 2018. № 72. P. 83—88.
2. **Каменева А. Л., Каменева Н. В.** Влияние термического состояния твердого сплава на структурное состояние, физико-механические и трибологические свойства  $Ti_{1-x}Al_xN$  покрытия // Конструкции из композиционных материалов. 2020. № 4(160). С. 52—58.
3. **Каменева А. Л.** Установление корреляционной связи процесса формирования пленок на основе Ti—Al—N методом электродугового испарения и процессами, протекающими на поверхности испаряемых катодов // Вестник ПГТУ "Машиностроение, материаловедение". 2010. Т. 12. № 4. С. 138—145.
4. **Kameneva A. L.** Model of Structural Zones of the TiN and TiAlN Coatings Formed by the Arc Evaporation of Metal in an Active Gas Medium // Russian J. Non-Ferrous Metals. 2013. V. 54. № 6. P. 541—547.
5. **Kameneva A. L.** Models of structural zones for sputtered and evaporated thin films // Research J. Pharmaceutical, Biological and Chemical Sciences. 2015. V. 6. № 5. P. 464—474.
6. **Kameneva A. L.** Evolution of the Film Structure in the Various Evaporation Processes // Research J. Pharmaceutical, Biological and Chemical Sciences. 2015. V. 6. № 1. P. 1381—1391.
7. **Kameneva A. L., Karmanov V. V., Dombrovsky I. V.** Physical and mechanical properties of  $Ti_{1-x}Al_xN$  thin films prepared by different ion-plasma methods // Research J. Pharmaceutical, Biological and Chemical Sciences. 2014. V. 5. № 6. P. 762—771.
8. **Kameneva A. L.** The influence of aluminum on the texture, microstructure, physical, mechanical and tribological properties of  $Ti_{1-x}Al_xN$  thin films // Research J. Pharmaceutical, Biological and Chemical Sciences. 2014. V. 5. № 6. P. 965—975.

9. Wang X., Kwon P. Y., Schrock D., Kim D. D.-W. Friction coefficient and sliding wear of AlTiN coating under various lubrication conditions // *Wear*. 2013. V. 304. № 1–2. P. 67–76.
10. Kameneva A. L., Kichigin V. I., Soshina T. O., Karmanov V. V. Using  $Ti_{1-x}Al_xN$  coating to enhance corrosion resistance of tool steel in sodium chloride solution // *Research J. Pharmaceutical, Biological and Chemical Sciences*. 2014. V. 5. № 5. P. 1148–1156.
11. Kameneva A. L., Guselnikova L. N., Soshina T. O. An influence of a substrate voltage bias and temperature conditions on structure and phase modification in single-component ion-plasmas' films // *e-Journal of Surface Science and Nanotechnology*. 2011. V. 9. P. 34–39.
12. Белянин А. Ф., Самойлович М. И., Александров Д. В., Пашенко П. В., Тимофеев М. А., Каменева А. Л., Талис А. Л. Морфологические особенности рельефа на поверхности мишеней при бомбардировке ионами // *Высокие технологии в промышленности России (материалы и устройства функциональной электроники и микрофотоники)*. — М.: ОАО ЦНИТИ "Техномаш", 2004. С. 302–310.
13. Kameneva A. L., Karmanov V. V. Physical and mechanical properties of the  $Ti_{1-x}Al_xN$  thin films // *J. Alloys and Compounds*. 2013. V. 546. P. 20–27.
14. Каменева А. Л., Караваев Д. М., Пепельшев А. В., Пименова Н. В. Методики изучения трибологических характеристик пленок // *Технология металлов*. 2012. № 2. С. 34–37; № 3. С. 48–52.
15. Batrakov A. V. Vacuum-Arc Anode Phenomena: New Findings and New Applications: Proc. International Symposium on Discharges and Electrical Insulation in Vacuum. ISDEIV. 2018. № 1. P. 181–184.
16. Anders A. Cathodic Arcs: From Fractal Spots to Energetic Condensation. — N. Y.: Springer Inc., 2008.
17. Batrakov A. V., Popov S. A., Dubrovskaya E. L. Effect of Residual Gas Pressure on Ion Species in Cathode Spot Plasma: proc. International Symposium on Discharges and Electrical Insulation in Vacuum. ISDEIV. 2018. № 2. P. 451–454.
18. Tai C. N., Kon E., Akari K. Macroparticles on TiN Films Prepared by Arc Ion Plasma Process // *Surface and Coatings Technology*. 1990. № 43–44. P. 324–335.
19. Mubarak A., Hamzah E., Toff M. R. M. Study of macrodroplet and growth mechanisms with and without ion etchings on the properties of TiN coatings deposited on HSS using cathodic arc physical vapour deposition technique // *J. Materials Science and Engineering A*. 2008. V. 474. № 1–2. P. 236–242.
20. Barchenko V. T., Vetrov N. Z., Lisenkov A. A. Technological capabilities of vacuum-arc plasma sources // *Vakuum in Forschung und Praxis*. 2014. V. 26. № 5. P. 19–23.
21. Kumar S., Maity S. R., Patnaik L. Friction and tribological behavior of bare nitrided, TiAlN and AlCrN coated MDC-K hot work tool steel // *Ceramics International*. 2020. V. 46. № 11. P. 17280–17294.
22. Boxman R. L., Goldsmith S. Macroparticle contamination in cathodic arc coatings: generation, transport and control // *Surface and Coatings Technology*. 1992. № 52. P. 39–50.
23. Mouatassim A. E., Pac M. J., Pailloux F., Amiard G., Henry P., Rousselot C. et al. On the possibility of synthesizing multilayered coatings in the (Ti,Al)N system by RGPP: A microstructural study // *Surface and Coatings Technology*. 2019. № 374. P. 845–851.
24. Holzapfel D. M., Czirány Z., Eriksson A. O., Arndt M., Schneider J. M. Thermal stability of macroparticles in  $Ti_{0.27}Al_{0.21}N_{0.52}$  coatings // *Applied Surface Science*. 2021. № 553. P. 149527.
25. Hörling A., Hultman L., Oden M., Sjolen J., Karlsson L. Thermal stability of arc evaporated high aluminum-content  $Ti_{1-x}Al_xN$  thin films // *J. Vac. Sci. Technol. A-Vac. Surf. Films*. 2002. № 20. P. 1815–1823.
26. Veprek S., Veprek-Heijman M. G. J., Karvankova P., Prochazka J. Different approaches to superhard coatings and nanocomposites // *Thin Solid Films*. 2005. № 476. P. 1–29.
27. Calamba K. Phase stability and defect structures in  $(Ti_{1-x}Al_x)N_y$  hard coatings: Materials. Université de Lorraine; Université de Linköping (Suède), 2019. 155 p. English. NNT: 2019LORR0322.

## Influence of the elemental composition and method of cathode fabrication on the physical and mechanical, tribological and adhesive properties of $Ti_{1-x}Al_xN$ coatings formed by electro arc evaporation

A. L. KAMENEVA, N. V. BUBLIK, D. V. KAMENEVA  
Perm National Research Polytechnic University, Perm, Russia

*In this work, we studied  $Ti_{1-x}Al_xN$  coatings obtained by electro arc evaporation of two single-component Ti and Al and two composite TiAl (50 at. % Ti and 50 at. % Al) cathodes. The effect of the elemental composition and method of cathode manufacturing on the microstructure, the number, and defectiveness of microdroplets, and the  $Ti_{1-x}Al_xN$  coating itself has been studied. The dependence of the physical and mechanical, tribological and adhesive properties of  $Ti_{1-x}Al_xN$  coatings on their structural characteristics, as well as the number and defectiveness of microdroplets, has been revealed. The  $Ti_{1-x}Al_xN$  coating, formed by the evaporation of two single-component cast cathodes Ti and Al, possesses a complex of high physical and mechanical, tribological, and adhesion properties. A large number and defectiveness of microdroplets on the surface and in the body of the  $Ti_{1-x}Al_xN$  coating obtained by evaporation of two composite cathodes significantly increases the roughness of the coating and worsens its tribological and adhesion properties. Due to the insignificant difference in the elemental composition of the coatings, their physical and mechanical properties differ insignificantly. The fabrication of composite cathodes by melting the synthesized powders of the TiAl intermetallic compound with a weight ratio of 50% Ti and 50% Al followed by casting into molds is recommended to improve the tribological and adhesion properties of  $Ti_{1-x}Al_xN$  coatings.*

**Keywords:** cathodes, coatings  $Ti_{1-x}Al_xN$ , elemental composition, physical and mechanical properties, coefficient of friction.

УДК 536.2

DOI: 10.52190/2073-2562\_2021\_3\_39

## Инженерный аналитический метод определения теплофизических характеристик материалов по результатам тепловых испытаний

Г. Ф. КОСТИН, д-р техн. наук; С. Т. КАЛАШНИКОВ, канд. техн. наук  
Южно-Уральский федеральный научный центр минералогии и геоэкологии УрО РАН,  
г. Миасс, Челябинская обл., Россия

В. В. ГУСЕВ

АО «Государственный ракетный центр имени академика В. П. Макеева», г. Миасс, Челябинская обл., Россия

*Представлен инженерный метод восстановления теплофизических характеристик материалов по результатам тепловых испытаний при различных темпах нагрева на основе применения аналитического аппроксимационно-суперпозиционного решения задачи теплопроводности. Предложен метод учета влияния зазоров, образующихся вследствие прокладки термопар между металлическими обкладками образцов и исследуемым теплозащитным материалом и между слоями исследуемого материала.*

**Ключевые слова:** решения уравнения теплопроводности, теплофизические характеристики, тепловые испытания, обратные задачи теплопроводности.

В целях определения теплофизических характеристик (ТФХ) различных материалов для диапазонов нагрева до высоких температур проводят тепловые испытания образцов материалов, при которых измеряют температуры на поверхности и на различной глубине, и с использованием результатов измерений решают соответствующие обратные задачи теплопроводности [1—3]. Для решения обратных задач применяют, как правило, численные методы. Возможны также и аналитические решения [4].

Предлагается один из аналитических методов. Необходимость разработки такого метода обусловлена тем, что в инженерной практике широко используется уравнение теплопроводности в предположении постоянного значения коэффициента температуропроводности. В данном приближении одномерное, например, уравнение теплопроводности при отсутствии внутренних тепловых источников имеет вид

$$\frac{\partial t}{\partial \tau} = a \frac{\partial^2 t}{\partial x^2}, \quad (1)$$

где  $t$ ,  $\tau$ ,  $x$ ,  $a$  — температура, время, координата и коэффициент температуропроводности соответственно.

**Костин Геннадий Федотович**, старший научный сотрудник.  
E-mail: kostgf@yandex.ru, ofpat@mail.ru  
**Калашников Сергей Тимофеевич**, старший научный сотрудник — руководитель темы.  
E-mail: ofpat@mail.ru, src@makeyev.ru  
**Гусев Владимир Васильевич**, ведущий инженер.  
E-mail: src@makeyev.ru

Статья поступила в редакцию 18 июня 2021 г.

© Костин Г. Ф., Калашников С. Т., Гусев В. В., 2021

Коэффициент температуропроводности  $a = \lambda / c_p \rho = \text{const}$  может быть определен в результате решения обратной задачи с использованием этого уравнения и измерений температуры на поверхности и на различной глубине. Однако остается неясность определения коэффициента теплопроводности  $\lambda = \text{const}$  и удельной теплоемкости  $c_p = \text{const}$  (плотность  $\rho = \text{const}$  образцов находят по результатам обмеров и взвешивания). Принятие более высокого по сравнению с истинным значения коэффициента теплопроводности влечет увеличение удельной теплоемкости. При решении задач с граничными условиями второго и третьего рода это дает погрешность, которая может оказаться недопустимой. Аналогичны и последствия занижения значений. Необходим метод, позволяющий определять как минимум два параметра ТФХ (кроме плотности).

Целью работы — разработка аналитического инженерного метода восстановления удельной теплоемкости и коэффициента теплопроводности материалов по результатам тепловых испытаний при различных темпах нагрева поверхности.

При аппроксимации условий однозначности сложных задач теплопроводности с заданной точностью известными простыми функциями, для которых имеются аналитические решения, можно с соответствующей точностью выписать аналитическое решение для исходной сложной задачи [5—7]. В частности, сложные граничные условия (ГУ) могут быть аппроксимированы с допустимой погрешностью ступенчатой или ломаной линией, аналогично и для начальных условий (НУ). Так как для многих задач теплопроводности с постоянными значениями ГУ, с линейными зависимо-

стями ГУ и НУ от времени и координат имеются аналитические решения, то выписывая аналитические решения этих простых задач для интервалов аппроксимации, решение исходной задачи запишем как сумму аналитических решений этих задач [5—7]. В частности, в случае неограниченной пластины толщиной  $h$  при условиях однозначности:

- ГУ: температура  $t|_{x=0} = t_0 + b\tau$  ( $b = \text{const}$ ;  $t_0 = \text{const}$ );  $\frac{\partial t}{\partial x}|_{x=h} = 0$ ;

$$(2)$$

- НУ:  $t|_{\tau=0} = t_0 = \text{const}$ ;
- интенсивность источников  $q_V = 0$ ;
- ТФХ постоянны:  $\lambda = \text{const}$ ;  $c_p = \text{const}$ ;

$$\rho = \text{const}; \quad a = \frac{\lambda}{c_p \rho} = \text{const},$$

решение соответствующего уравнения теплопроводности

$$\frac{\partial t}{\partial \tau} = a \frac{\partial^2 t}{\partial x^2} \quad (3)$$

имеет вид

$$t = t_0 + \theta \frac{bh^2}{a}; \quad (4)$$

$$\theta = Fo - \eta + \frac{\eta^2}{2} + \sum_{n=1}^{\infty} \frac{A_n}{\mu_n^2} \cos[\mu_n(1-\eta)] \exp(-\mu_n^2 Fo); \quad (5)$$

$$\mu_n = (2n-1) \frac{\pi}{2}; \quad A_n = (-1)^{n+1} \frac{2}{\mu_n}; \quad Fo = \frac{a\tau}{h^2}; \quad \eta = \frac{x}{h}, \quad (6)$$

где  $\theta$ ,  $Fo$ ,  $\eta$  — безразмерный параметр температуры, число Фурье и безразмерная координата соответственно.

Если на поверхности  $x=0$  задано сложное ГУ I рода в виде кривой  $t|_{x=0} = f(\tau)$ , то кривая может быть аппроксимирована с требуемой точностью ломаной линией с  $N$  отрезками, имеющей изломы в моменты  $\tau_i$ ,  $i=1, 2, \dots, N-1$ . При этом значения температуры  $t_i$  в моменты  $\tau_i$ ,  $i=0, 1, \dots, N$ , ломаной линии равны значениям температуры исходной сложной кривой:  $t_i = t|_{x=0, \tau=\tau_i} = f(\tau_i)$ . Это сложное ГУ разбивается на  $N$  линейных ГУ, сумма которых в каждый момент времени дает значение ГУ исходной ломаной линии. Соответственно задача разбивается на  $N$  простых задач, каждая из которых имеет решение

вида (4)—(6). Решением уравнения (1) является сумма решений этих простых задач, в одной из которых берется НУ исходной задачи, а в других НУ равны нулю [5—7]:

$$t = t_0 + \frac{h^2}{a} \sum_{i=1}^N \frac{[1 + \text{sign}(\tau - \tau_{i-1})]}{2} [\theta_i (b_i - b_{i-1})]; \quad (7)$$

$$\theta_i = Fo_i - \eta + \frac{\eta^2}{2} + \sum_{n=1}^{\infty} \frac{A_n}{\mu_n^2} \cos[\mu_n(1-\eta)] \exp(-\mu_n^2 Fo_i); \quad (8)$$

$$b_i = \frac{t_i - t_{i-1}}{\tau_i - \tau_{i-1}}; \quad Fo_i = \frac{a(\tau - \tau_{i-1})}{h^2}; \quad \eta = \frac{x}{h}; \quad b_0 = \tau_0 = 0, \quad (9)$$

где  $\tau_i$  — узловые моменты времени.

Если задана допустимая погрешность аппроксимации граничных условий  $\Delta t_{\text{доп}}$ , то разбиение кривой  $J = t = f(\tau)$  на участки производим, исходя из условия

$$|f(\tau) - f_i(\tau)| \leq \Delta t_{\text{доп}}, \quad (10)$$

где  $f_i(\tau)$  — отрезок ломаной линии, которой аппроксимируется исходная функция  $f(\tau)$  на  $i$ -м участке. Чем больше допустимая погрешность, тем на меньшее количество участков можно разбить весь интервал времени.

Аналогичный подход может быть применен в случаях ГУ II и III рода.

В целях определения ТФХ на установке лучистого нагрева (УЛН) были проведены тепловые испытания образцов, схема которых приведена на рис. 1.

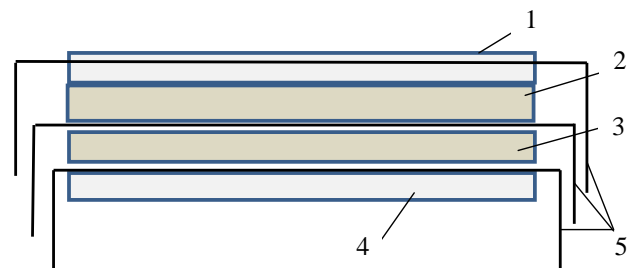


Рис. 1. Схема двухслойного образца для испытаний на установке лучистого нагрева:

1 — крышка; 2 — 1-й подслой ТЗП; 3 — 2-й подслой ТЗП; 4 — подложка; 5 — термопары

Размер образцов в плане 50×50 мм. Между металлической (стальной) крышкой толщиной 3 мм и металлической (стальной) подложкой толщиной 3 мм помещали слой теплозащитного покрытия (ТЗП), состоящий из двух подслоев или одного

слоя (общая толщина 5—7 мм). Крышку, слои образца и подложку специальными стяжками плотно прижимали друг к другу. Между подслоями ТЗП и между подложкой и ТЗП устанавливали по две термопары или термопару и термометр сопротивления (для дублирования). Термопару устанавливали в крышку, в специально высверленное в ней через боковую грань отверстие (для дублирования термопара может быть установлена между крышкой и поверхностью ТЗП). Нагрев образцов проводили со стороны крышки. При этом поверхность крышки образца устанавливали параллельно поверхности нагревательной панели УЛН.

Поскольку толщина ТЗП образцов на порядок меньше их линейных размеров вдоль поверхности, краевыми эффектами стока или притока теплоты через боковые поверхности пренебрегали и задачу рассматривали в одномерной постановке как для неограниченной пластины.

В общем случае показания термопар, установленных в крышку и (или) между крышкой и ТЗП (или их средние значения), в пренебрежении влиянием зазоров могут приниматься для ТЗП в качестве граничных условий I рода. В анализируемом испытании термопару устанавливали в крышку. Металлическую подложку в пренебрежении влиянием зазоров принимали в качестве слоя бесконечной теплопроводности, примыкающего к ТЗП. Кроме того, часть тепла сбрасывалась в окружающую среду за счет излучения с поверхности подложки. Ввиду малости площади поверхности подложки образца по сравнению с площадью поверхности стен помещения приведенную степень черноты лучистого теплообмена принимали равной степени черноты подложки. Отраженным от стен излучением УЛН пренебрегали. С учетом этого на внутренней поверхности ТЗП принимали ГУ вида

$$\begin{aligned} -\lambda \frac{\partial t}{\partial x} \Big|_{x=h} &= S(\tau) = S_{\text{ин}} + S_{\text{п}} - S_{\text{ан}} = \\ &= -\varepsilon_{\text{п}} \sigma_0 (T_{\text{п}}^4 - T_{\text{с}}^4) - c'_p \rho' h' \frac{\partial T_{\text{п}}}{\partial \tau} - S_{\text{ан}}, \end{aligned} \quad (11)$$

где  $c'_p$ ,  $\rho'$ ,  $h'$  — теплоемкость, плотность, толщина слоя бесконечной теплопроводности (металлической подложки) соответственно;

$T_{\text{п}}$ ,  $T_{\text{с}}$  (по шкале Кельвина) — измеренная температура подложки и температура стенок (принимали равной начальной температуре);

$\varepsilon_{\text{п}}$  — степень черноты подложки;

$\sigma_0$  — постоянная Стефана—Больцмана;

$S_{\text{ин}}$ ,  $S_{\text{п}}$ ,  $S_{\text{ан}}$  — теплоотвод излучением, в подложку и в помещение за счет конвективного теплообмена соответственно.

Следует отметить, что при небольших значениях температуры подложки первое слагаемое в правой части (11) может быть существенно меньше второго, а при закрытии подложки теплоизолятором — отсутствовать, и им также можно пренебречь, как это было сделано в работе [8].

Таким образом, необходимо решить задачу теплопроводности для неограниченной пластины с ГУ I рода на одной поверхности и ГУ II рода на другой. Согласно [6—8] задача теплопроводности может быть разбита на две, для:

- неограниченной пластины с измеренными в эксперименте ГУ I рода на поверхности, примыкающей к крышке, с нулевым тепловым потоком на поверхности, примыкающей к подложке, и с начальной температурой по толщине ТЗП  $t|_{\tau=0} = t_0$ , реализующейся в образце перед пуском;

- неограниченной пластины с ГУ II рода на поверхности, примыкающей к подложке, рассчитанными по измеренным значениям температуры подложки по зависимости (11), с нулевым значением температуры на поверхности, примыкающей к крышке, равным нулевому начальному значению  $t_{00} = 0^\circ\text{C}$ . Координата  $\eta_1$  во второй задаче отсчитывается от поверхности, примыкающей к подложке, т. е.  $\eta_1 = 1 - \eta$ .

Решение второй задачи при постоянном значении плотности теплового потока  $-\lambda \frac{\partial t}{\partial x} = S = \text{const}$  имеет вид

$$\begin{aligned} t &= t_{00} + \theta_1 \frac{Sh}{\lambda}; \\ \theta_1 &= 1 - \eta_1 - \sum_{n=1}^{\infty} A_n \sin[\mu_n (1 - \eta_1)] \exp(-\mu_n^2 Fo); \end{aligned} \quad (12)$$

$$\begin{aligned} \mu_n &= (2n-1) \frac{\pi}{2}; A_n = (-1)^{n+1} \frac{2}{\mu_n}; Fo = \frac{a\tau}{h^2}; \\ \eta_1 &= \frac{h-x}{h}. \end{aligned} \quad (13)$$

Соответственно при аппроксимации переменного ГУ  $S = S(\tau)$  ступенчатой линией с  $N$  интервалами, на каждом из которых реализуется значение  $S_i = \text{const}$ , равное, например, среднеинтегральному значению  $S$  на этом интервале, решение имеет вид

$$\begin{aligned} t &= t_{00} + \frac{h}{\lambda} \sum_{i=1}^N \frac{[1 + \text{sign}(\tau - \tau_{i-1})]}{2} \times \\ &\times [\theta_{1i} (S_i - S_{i-1})]; \end{aligned} \quad (14)$$



$$\begin{aligned}\theta_{li} &= 1 - \eta_l - \sum_{n=1}^{\infty} A_n \sin[\mu_n(1 - \eta_l)] \exp(-\mu_n^2 Fo_i) = \\ &= \eta - \sum_{n=1}^{\infty} A_n \sin(\mu_n \eta) \exp(-\mu_n^2 Fo_i); \\ Fo_i &= \frac{a(\tau - \tau_{i-1})}{h^2}; \quad S_0 = \tau_0 = t_{00} = 0.\end{aligned}\quad (15)$$

Во второй задаче принято, что  $t_{00} = 0$  °C, так как на поверхности со стороны крышки задано измеренное в эксперименте изменение температуры, а начальная температура задана в первой задаче.

Шаги (интервалы) разбиения переменного ГУ исходной задачи выбирают, исходя из требуемой точности.

Общее решение задачи есть сумма решений (6) и (14):

$$\begin{aligned}t &= t_0 + \frac{h^2}{a} \sum_{i=1}^N \frac{[1 + \text{sign}(\tau - \tau_{i-1})]}{2} [\theta_i(b_i - b_{i-1})] + \\ &+ \frac{h}{\lambda} \sum_{i=1}^N \frac{[1 + \text{sign}(\tau - \tau_{i-1})]}{2} [\theta_{li}(S_i - S_{i-1})],\end{aligned}\quad (16)$$

где входящие в решение параметры рассчитываются по формулам (7), (8), (11), (15).

Если интервалы аппроксимации таковы, что  $Fo_{ii+1} = \frac{a(\tau_i - \tau_{i-1})}{h^2} \geq 0,9$ , то из номограмм работы [5] следует, что суммами рядов в (7) и (15) с погрешностью 15 % в моменты времени  $\tau_i$ ,  $i = 1, 2, \dots, N$ , можно пренебречь. При таких и еще больших значениях чисел Фурье решение (16) для любого узлового момента времени  $\tau_k$ ,  $k = 1, 2, \dots, N$ , принимает вид

$$\begin{aligned}t|_{\tau=\tau_k} &= t_0 + \frac{h^2}{a} \sum_{i=1}^k \left[ \frac{a(\tau_k - \tau_{i-1})}{h^2} - \eta + \frac{\eta^2}{2} \right] (b_i - b_{i-1}) + \\ &+ \frac{h\eta}{\lambda} \sum_{i=1}^k (S_i - S_{i-1}) = t_0 + \sum_{i=1}^k (\tau_k - \tau_{i-1})(b_i - b_{i-1}) - \\ &- \frac{h^2}{a} \left( \eta - \frac{\eta^2}{2} \right) (b_k - b_0) + \frac{h\eta(S_k - S_0)}{\lambda} = \\ &= t_{kk} - \frac{h^2}{a} \left( \eta - \frac{\eta^2}{2} \right) (b_k - b_0) + \frac{h\eta(S_k - S_0)}{\lambda},\end{aligned}\quad (17)$$

где  $t_{kk}$  — температура поверхности слоя ТЗП в момент  $\tau_k$ .

ТФХ материалов при температурах 15—25 °C, как правило, известны. В практических интересах необходимо определять ТФХ в диапазоне температур эксплуатации материалов, которые в случае, например, теплозащитных материалов могут быть

высокими. Изменения ТФХ при нагреве могут быть существенными, но по значениям ТФХ при температурах 15—25 °C можно сделать оценку чисел Фурье и спланировать длительность испытаний.

Для температуры на внутренней поверхности слоя ТЗП из (17) следует

$$\begin{cases} t|_{\tau=\tau_k, \eta=1} = t_{nk} = t_{kk} - \frac{h^2}{2a}(b_k - b_0) + \frac{h(S_k - S_0)}{\lambda}; \\ t|_{\tau=\tau_{k+1}, \eta=1} = t_{nk+1} = t_{kk+1} - \frac{h^2}{2a}(b_{k+1} - b_0) + \frac{h(S_{k+1} - S_0)}{\lambda}, \end{cases}$$

откуда, учитывая, что в начальный момент  $\tau_0 = 0$  значения  $S_0 = b_0 = 0$ , получим систему двух уравнений относительно искомых значений ТФХ: коэффициента теплопроводности  $\lambda$  и удельной теплоемкости  $c_p$ :

$$\begin{cases} t_{kk} - t_{nk} - \frac{\rho h^2 b_k}{2\lambda} c_p + \frac{h S_k}{\lambda} = 0; \\ t_{kk+1} - t_{nk+1} - \frac{\rho h^2 b_{k+1}}{2\lambda} c_p + \frac{h S_{k+1}}{\lambda} = 0. \end{cases}\quad (18)$$

Умножая первое уравнение на  $b_{k+1}$ , второе — на  $b_k$  и вычитая их друг из друга, получим выражение для  $\lambda$ , а после подстановки этого выражения в любое из уравнений (18) — выражение для  $c_p$ :

$$\begin{aligned}\lambda &= h \frac{S_k b_{k+1} - S_{k+1} b_k}{(t_{kk+1} - t_{nk+1}) b_k - (t_{kk} - t_{nk}) b_{k+1}}; \\ c_p &= \frac{2\lambda}{\rho h^2} \frac{(t_{kk+1} - t_{nk+1}) S_k - (t_{kk} - t_{nk}) S_{k+1}}{S_k b_{k+1} - S_{k+1} b_k}.\end{aligned}\quad (19)$$

Задачей испытаний являлось получение средних эффективных значений  $\lambda$  и  $c_p$  на интервале  $(\tau_{k-1}, \tau_{k+1})$ . Одним из возможных способов обработки результатов испытаний может быть построение зависимостей вида

$$\begin{aligned}\lambda &= \lambda(\bar{t}_k, \bar{b}_k), \quad c_p = c_p(\bar{t}_k, \bar{b}_k), \\ \text{где } \bar{t}_k &= \frac{\bar{t}_{k-1} + \bar{t}_k + \bar{t}_{k+1}}{3}; \quad \bar{b}_k = \frac{b_k + b_{k+1}}{2},\end{aligned}$$

где  $\bar{t}_k$  — средние по толщине образцов значения температуры в моменты  $\tau_k$ , которые в соответствии с решением (17) рассчитываются по формуле

$$\bar{t}|_{\tau=\tau_k} = \bar{t}_k = t_{kk} - \frac{5h^2}{6a} b_k + \frac{h S_k}{2\lambda}.$$

Целесообразно проводить обработку результатов по интервалам  $(\tau_0, \tau_2)$ ,  $(\tau_1, \tau_3)$ , ...,  $(\tau_{N-2}, \tau_N)$ .

Таким образом, представлен инженерный аналитический метод решения обратной задачи теплопроводности по определению эффективных значений теплофизических характеристик материалов (коэффициента теплопроводности и удельной теплоемкости) в зависимости от темпов нагрева и среднеинтегральных по толщине ТЗП значений температур по результатам измерений температур на внешней и внутренней поверхностях образцов.

Проведены испытания двухслойных образцов материала типа УП-ЦТ суммарной толщиной ~ 6 мм в целях определения ТФХ при динамическом нагреве. Испытания проводили по следующей программе:

- предзапуск УЛН на 0,5—1,5 с в целях проверки работоспособности системы измерений;
- включение через ~ 60 с режима, обеспечивающего нагрев крышки до заданного уровня температуры;
- выключение установки после достижения заданного уровня температуры;
- остывание образца до комнатной температуры.

На рис. 2 приведены результаты измерений температур образца, изготовленного по схеме рис. 1, а также результаты расчетов с использованием полученных по излагаемому методу ТФХ.

При относительно низких температурах (от 15—25 °С до начала разложения) ТФХ углепластикового материала типа УП-ЦТ примерно равны

[9]  $\lambda = 0,5—0,8$  Вт/мК,  $c_p = 900—1100$  Дж/(кг·К),  $\rho = 1300—1400$  кг/м<sup>3</sup>. Оценки чисел Фурье с использованием этих данных показывают, что при средней толщине слоя ТЗП 6 мм условие  $Fo_{i-li} = \frac{a(\tau_i - \tau_{i-1})}{h^2} \geq 0,9$  выполняется при дли-

тельности интервалов  $\tau_i - \tau_{i-1} \geq 53—111$  с и в пуске можно выделить два интервала, на которых это условие выполняется с погрешностью не более 20 %.

Отметим, что формулы (19) применимы, если контакты между крышкой и поверхностью ТЗП и между противоположной поверхностью ТЗП и подложкой близки к идеальным. Это может быть реализовано, например, при установке термопар непосредственно в металлические высокотеплопроводные крышки и подложки. При проведении испытаний для измерений использовали хромель-алюмелевые термопары с диаметром электродов 0,2 мм. Контакт электродов обеспечивали способом скрутки с дополнительным спаиванием. В крышку термопары вставляли и зачеканивали в отверстия, высверленные в боковых гранях параллельно поверхности. Основные и дублирующие термопары между подслоями ТЗП и между подложкой и ТЗП укладывали с изолированием электродов стеклочулками. Вследствие высокой твердости материала ТЗП при сжатии образцов стяжками между подслоями ТЗП и между ТЗП и подложкой оставались зазоры, средняя толщина которых не могла быть меньше диаметра скрутки.

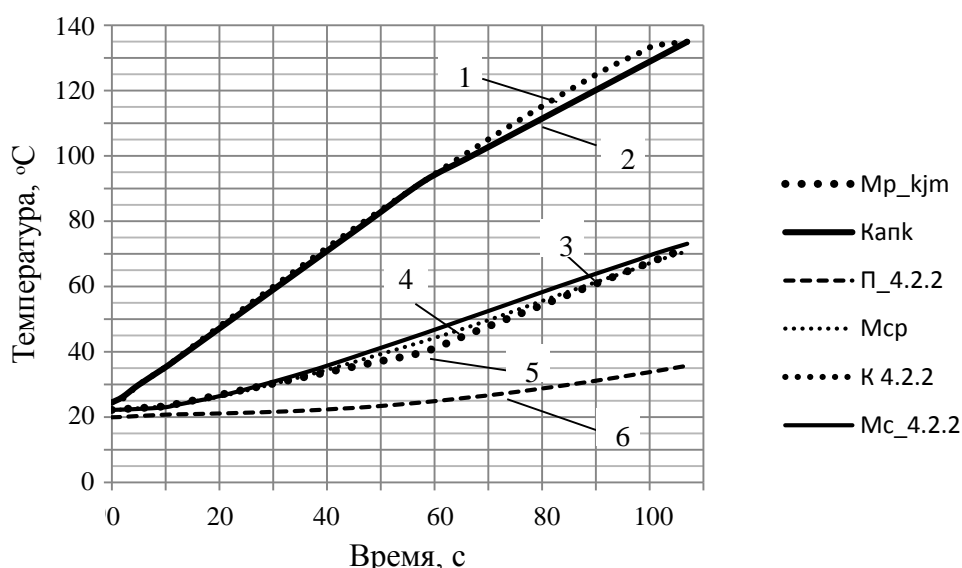


Рис. 2. Временная зависимость измеренных и расчетных температур образца из материала типа УП-ЦТ:

- 1 — измеренная температура крышки; 2 — кусочно-линейная аппроксимация температуры крышки;
- 3 — измеренная температура между подслоями ТЗП; 4 — численный расчет с использованием полученных ТФХ;
- 5 — расчет температуры между подслоями ТЗП по аппроксимационно-суперпозиционному методу;
- 6 — измеренная температура между ТЗП и подложкой

Измерения суммарной толщины образцов после их изготовления показали, что средняя толщина зазоров  $\delta_c = 0,455$  мм. Зазор между крышкой и ТЗП оставался только за счет шероховатости поверхностей крышки и ТЗП, и его влиянием пренебрегали. Теплоемкостные сопротивления зазоров  $C_c = \rho_c c_{pc} \delta_c$ , где  $\rho_c$ ,  $c_{pc}$  — плотность и удельная теплоемкость газа в зазорах, пренебрежимо малы по сравнению с теплоемкостным сопротивлением испытываемого ТЗП, в то время как температурные сопротивления  $\delta_c / \lambda_c$ , где  $\lambda_c$  — теплопроводность газа в зазоре, могут давать значительный перепад температуры поперек зазоров. Вследствие этого значения температуры на внутренней поверхности слоя ТЗП, обращенной к подложке, будут отличаться от показаний термпары. Соответственно будут отличаться от значений, получаемых по формулам (19), значения удельной теплоемкости и коэффициента теплопроводности. Поэтому для учета влияния зазоров был разработан представленный далее метод.

Ввиду относительно малой толщины воздушных зазоров примем, что профиль температуры в зазорах линейен. Обозначим через  $t_{nc}$  среднее значение температуры в зазоре между внутренней поверхностью ТЗП и подложкой. Поперек воздушных зазоров за счет теплопроводности реализуется тепловой поток  $S_\lambda$ , пропорциональный разности температур на поверхностях стенок зазора и отношению средней теплопроводности воздуха в зазоре к толщине зазора. Кроме того, между поверхностями стенок зазоров реализуется теплообмен излучением и может реализовываться теплообмен за счет свободной конвекции (соответственно тепловые потоки  $S_{из}$ ,  $S_\alpha$ ). Суммарный тепловой поток через зазор между слоем ТЗП и подложкой равен

$$S_{\Sigma} = S_{\Sigma\lambda} + S_{\Sigma,из} + S_{\Sigma\alpha} = \lambda_{nc} \frac{T_n - T'}{\delta_c} + \varepsilon_p \sigma_0 (T_n^4 - T'^4) + S_{\Sigma\alpha}, \quad (20)$$

где  $\lambda_{nc}$  — коэффициент теплопроводности воздуха при средней температуре в зазоре;

$T_n$ ,  $T'$  — температура на внутренней поверхности слоя ТЗП и температура подложки по шкале Кельвина;

$\varepsilon_p$ ,  $\sigma_0$  — приведенная степень черноты стенок зазора и постоянная Стефана—Больцмана.

Нижний индекс "п" соответствует значениям в зазоре между слоем ТЗП и подложкой.

С учетом расположения выходного контакта скрутки электродов примерно посередине толщи-

ны зазора можно принять, что фактически термпары между подслоями ТЗП и между ТЗП и подложкой показывали средние значения температуры в воздушных зазорах. С учетом этого тепловой поток  $S_{из}$  приближенно можно записать в виде

$$S_{\Sigma,из} = \varepsilon_p \sigma_0 (T_n^4 - T'^4) = \varepsilon_p \sigma_0 (T_n^3 + T_n^2 T' + T_n T'^2 + T'^3) (T_n - T') \approx 4\varepsilon_p \sigma_0 T_{nc}^3 (T_n - T'), \quad (21)$$

где  $T_{nc}$  — значение температуры, измеренное термпарой, установленной между ТЗП и подложкой, принимаемое за среднее значение температуры воздуха в зазоре.

Соответственно для суммарного теплового потока  $S_{\Sigma}$  в зазоре между поверхностью слоя ТЗП и подложкой можно записать

$$S_{\Sigma} = \lambda_{\Sigma} \frac{T_n - T'}{\delta_c}; \quad \lambda_{\Sigma} = 4\varepsilon_p \sigma_0 T_{nc}^3 \delta_c + \lambda_{nc}, \quad (22)$$

где  $\lambda_{nc}$  — эквивалентный с учетом конвекции коэффициент теплопроводности воздуха в зазоре.

Из (22) следует, что в приближении линейности профиля температуры в зазоре между поверхностью слоя ТЗП и подложкой  $S_{\Sigma k} = S_k$  и температура на внутренней поверхности слоя ТЗП в момент  $\tau = \tau_k$

$$t_{nk} = t_{пck} - \frac{\delta_c S_k}{2\lambda_{\Sigma k}}, \quad (23)$$

где  $t_{пck}$  — значение температуры в момент  $\tau = \tau_k$ , измеренное термпарой, установленной между ТЗП и подложкой;

$\lambda_{\Sigma k}$  — суммарный коэффициент теплопроводности воздуха в зазоре в момент  $\tau = \tau_k$ , рассчитываемый по формулам (21), (22) при температуре  $t_{пck}$ .

В соответствии с задачами испытаний необходимо определить средние эффективные значения коэффициента теплопроводности  $\lambda$  и удельной теплоемкости  $c_p$  в диапазоне нагрева от начальной (комнатной) температуры до максимальной в пуске. Примем, что на интервалах  $(\tau_{k-1}, \tau_{k+1})$  значения коэффициента теплопроводности  $\lambda$  и удельной теплоемкости  $c_p$  постоянны и равны средним эффективным значениям. С учетом этого примем на интервалах  $(\tau_{k-1}, \tau_{k+1})$  значения сум-

марной эффективной теплопроводности воздуха в зазорах также равными их средним значениям. В частности, для зазора между ТЗП и подложкой

$$\bar{\lambda}_{\Sigma k} = \frac{\lambda_{\Sigma k} + \lambda_{\Sigma k+1}}{2}. \quad (24)$$

Для учета влияния зазоров введем дополнительные толщины  $\delta_{\Sigma k}$  слоев ТЗП, эквивалентные температурным сопротивлениям  $\frac{\delta_c}{\lambda_c}$  зазоров. Переход к профилям температуры вида (17) путем отбрасывания бесконечных рядов при

$$Fo_{ii+1} = \frac{a(\tau_i - \tau_{i-1})}{h^2} \geq 0,9 \text{ характеризует переход к}$$

"квазистационарному" режиму. Приближенно  $\delta_{\Sigma k, \Pi} = \delta_c \frac{\lambda}{\lambda_{\Sigma k}}$ . Аналогично для зазора между

подслоями  $\delta_{\Sigma k, M} = \delta_c \frac{\lambda}{\lambda_{\Sigma k}}$ , и суммарная эквива-

лентная с точки зрения теплопроводности толщины ТЗП будет равна

$$h_{\Sigma k} = h + \delta_{\Sigma k, \Pi} + \delta_{\Sigma k, M}.$$

Подставляя это значение толщины в первое соотношение (19), получим уточненное с учетом влияния зазоров значение коэффициента теплопроводности материала:

$$\lambda^{(1)} = h_{\Sigma k}^{(1)} \frac{S_k b_{k+1} - S_{k+1} b_k}{(t_{kk+1} - t_{pk+1}) b_k - (t_{kk} - t_{pk}) b_{k+1}}, \quad (25)$$

где  $\bar{\lambda}_{\Sigma k}$  рассчитывается по формуле вида (24). При этом если неизвестны измеренные значения температуры  $t_{mk}$  между подслоями ТЗП, то в нулевом приближении можно принять значения  $t_{mk}^{(0)}$ , рассчитываемые по формуле (17) при соответствующем значении безразмерной координаты  $\eta$  и значениях ТФХ, получаемых по формулам (19) без учета влияния зазоров.

Ввиду малости теплоемкостных сопротивлений зазоров уточненное значение удельной теплоемкости  $c_p^{(1)}$  будем рассчитывать по формуле вида (19) с использованием уточненного значения теплопроводности

$$c_p^{(1)} = \frac{2\lambda^{(1)} (t_{kck+1} - t_{пck+1}) S_k - (t_{kck} - t_{пck}) S_{k+1}}{\rho h^2 S_k b_{k+1}^{(0)} - S_{k+1} b_k^{(0)}}. \quad (26)$$

С использованием уточненных значений  $\lambda^{(1)}$  и  $c_p^{(1)}$  по формуле (17) можно получить уточненное

расчетное значение температуры между слоями  $t_{mk}^{(1)}$  как среднее значение температуры в зазоре. По этому уточненному значению отыскиваются вторые приближения  $\lambda_{\Sigma k}^{(2)}$ ,  $h_{\Sigma k}^{(2)}$ ,  $\lambda^{(2)}$ ,  $c_p^{(2)}$  и т. д.

При  $\eta = \frac{1}{2}$  формула (17) принимает вид

$$t|_{\tau=\tau_k, \eta=0,5} = t_{mk} = t_{kck} - \frac{h^2}{a} \frac{3}{8} b_k + \frac{h S_k}{2\lambda}.$$

Данная формула дает значение температуры на внутренней поверхности первого подслоя, а среднее значение температуры в зазоре равно этому значению за вычетом половины перепада температуры поперек зазора  $\Delta t_{mk}$ , который рассчитывается по формуле

$$\Delta t_{mk} = S_{mk} \frac{\delta_c}{\lambda_{\Sigma k}},$$

где  $S_{mk}$  — плотность теплового потока через зазор.

Соответственно приближения температуры между слоями ТЗП рассчитываются по формуле

$$t_{mk}^{(j)} = t_{kck} - \frac{h^2}{a^{(j)}} \frac{3}{8} b_k + \frac{h S_k}{2\lambda^{(j)}} - S_{mk}^{(j)} \frac{\delta_c}{2\bar{\lambda}_{\Sigma k}^{(j)}}, \quad (27)$$

где  $j$  — номер приближения.

Для отыскания теплового потока  $S_{mk}^{(j)}$  используем решение (16), из которого для распределения плотности теплового потока по толщине слоя ТЗП следует

$$\begin{aligned} -\lambda \frac{\partial t}{\partial x} = \rho h c_p \sum_{i=1}^N \frac{[1 + \text{sign}(\tau - \tau_{i-1})]}{2} \times \\ \times \left\{ (b_i - b_{i-1}) \left\{ 1 - \eta + \sum_{n=1}^{\infty} \frac{A_n}{\mu_n} \sin[\mu_n(1 - \eta)] \times \right. \right. \\ \left. \left. \times \exp(-\mu_n^2 Fo_i) \right\} \right\} - \\ - \sum_{i=1}^N \frac{[1 + \text{sign}(\tau - \tau_{i-1})]}{2} \times \\ \times \left\{ (S_i - S_{i-1}) \left[ 1 - \sum_{n=1}^{\infty} A_n \mu_n \cos(\mu_n \eta) \times \right. \right. \\ \left. \left. \times \exp(-\mu_n^2 Fo_i) \right] \right\}. \end{aligned}$$

При больших значениях чисел Фурье, рассчитываемых на интервалах  $(\tau_{i-1}, \tau_i)$ , суммами рядов в моменты времени  $\tau_i$ ,  $i = 1, 2, \dots, N$ , можно пренебречь и для любого узлового момента време-

ни  $\tau_k, k = 1, 2, \dots, N$ , с учетом того, что  $S_0 = b_0 = 0$ , можно записать

$$-\lambda \frac{\partial t}{\partial x} \Big|_{\tau=\tau_k} = \rho h c_p \sum_{i=1}^k \frac{[1 + \text{sign}(\tau - \tau_{i-1})]}{2} \times \\ \times (b_i - b_{i-1})(1 - \eta) - \sum_{i=1}^k \frac{[1 + \text{sign}(\tau - \tau_{i-1})]}{2}, \quad (28) \\ (S_i - S_{i-1}) = \rho h c_p b_k (1 - \eta) - S_k.$$

Из (28) для  $S_{\text{mpk}}^{(j)}$  следует ( $\eta = 0,5$ )

$$-\lambda \frac{\partial t}{\partial x} \Big|_{\tau=\tau_k, \eta=0,5} = S_{\text{mpk}}^{(j)} = 0,5 \rho h c_p^{(j)} b_k - S_k. \quad (29)$$

Критерием завершения процесса приближений по формулам вида (27), (25), (26) является выполнение на каком-либо  $j_m$ -м шаге условий

$$\left| \frac{c_p^{(j_m)} - c_p^{(j_m-1)}}{c_p^{(j_m-1)}} \right| \leq \overline{\Delta c_p}, \quad \left| \frac{\lambda^{(j_m)} - \lambda^{(j_m-1)}}{\lambda^{(j_m-1)}} \right| \leq \overline{\Delta \lambda}, \quad (30)$$

где  $\overline{\Delta c_p}, \overline{\Delta \lambda}$  — заданные относительные погрешности, например  $\overline{\Delta c_p} = 0,1, \overline{\Delta \lambda} = 0,1$ .

Оценки лучистого теплообмена по формуле (21) показали, что эта составляющая в рассматриваемом пуске по сравнению с теплоотводом в подложку мала, но при других условиях ее влияние может быть значимым. В связи с этим при расчете приближений  $\bar{\lambda}_{\Sigma k}$  учитывали только конвективный теплообмен в зазорах. Ввиду относительно малой продольной длины зазоров  $l$ , равной стороне образца, свободно-конвективное течение в зазорах может не успевать перестроиться к типу течения в бесконечном зазоре. Отношение длины зазора как канала прямоугольного сечения к его эквивалентному диаметру  $d_{\text{эк}} \approx 2\delta_c$  составляет  $\frac{l}{d_{\text{эк}}} = 54,9$ , что незначительно превышает значение 50, при котором стабилизируется течение в бесконечном канале [10]. Кроме того, возмущение течения на выходе из канала, передаваясь вверх по потоку, накладывается на возмущение от входного сечения и течение в канале определяется разницей условий на входе и выходе из канала. С учетом этого было принято, что сила Архимеда определяется разностью температур в зазорах ( $t_c$ ) и во внешней среде ( $t_\infty$ ). Тогда теплообмен в зазоре можно оценить с использованием формулы

$$Nu = B(\text{Gr} \cdot \text{Pr})^n, \quad (31)$$

где входящие в числа Грасгофа (Gr) и Прандтля (Pr) параметры рассчитываются при температуре в зазорах по разности температур  $t_c - t_\infty$  и по продольной длине зазора  $l$ . Константы  $B$  и  $n$ , зависящие от диапазона значений произведения Gr·Pr, принимали по данным работы [11]. Аналогично рассчитывали конвективный теплообмен на наружной стороне подложки.

Теплопроводность  $\lambda_{\text{эк}}$ , учитывающая интенсификацию теплообмена в зазорах за счет конвекции, согласно работе [11] зависит от произведения Gr·Pr:

$$\begin{cases} \frac{\lambda_{\text{эк}}}{\lambda_c} = 0,11(\text{Gr} \cdot \text{Pr})^{0,29} & \text{при } 6000 < \text{Gr} \cdot \text{Pr} < 10^6; \\ \frac{\lambda_{\text{эк}}}{\lambda_c} = 0,40(\text{Gr} \cdot \text{Pr})^{0,20} & \text{при } 10^6 < \text{Gr} \cdot \text{Pr} < 10^8. \end{cases} \quad (32)$$

Вместе с тем если при удалении от нижней грани образца вверх на расстояния  $x > 50\delta_c$  течение в зазоре в какой-то мере может стабилизироваться, то определяющим размером для числа Грасгофа будет ширина зазора  $\delta_c$ . При таком определяющем размере произведения Gr·Pr < 6000 согласно работам [10, 11]  $\frac{\lambda_{\text{эк}}}{\lambda_c} = 1$ . С учетом этого

при расчетах было принято среднее эквивалентное значение  $\lambda_{\text{экp}}$ , рассчитываемое по формуле

$$\frac{\lambda_{\text{экp}}}{\lambda_c} = \frac{50\delta_c}{l} \frac{\lambda_{\text{эк}}}{\lambda_c} + \frac{l - 50\delta_c}{l} = 1 + \frac{50\delta_c}{l} \left( \frac{\lambda_{\text{эк}}}{\lambda_c} - 1 \right), \quad (33)$$

где  $\lambda_{\text{эк}}/\lambda_c$  рассчитывается по формулам (32). Для рассматриваемого испытания применение интерполяции (33) обеспечило лучшее согласование расчетных и измеренных значений температуры.

При испытаниях, результаты которых представлены на рис. 2, в качестве подложки использовали пластину из нержавеющей стали типа 20ХН3А толщиной 3 мм. Степень черноты поверхности стальной подложки принимали равной  $\varepsilon = 0,55$ , а теплоемкость  $c'$ , теплопроводность  $\lambda'$  и плотность  $\rho'$  в зависимости от температуры — согласно справочной литературе. При анализе результатов испытаний использовали рассчитанное по замеренным массе и объему значение плотности ТЗП, составившее  $\rho = 1370 \text{ кг/м}^3$ . Значения выделенных моментов времени  $\tau_k$ , измеренных значений температур  $t_{\text{кск}}, t_{\text{пск}}, t_{\text{мск}}$  между подслоями ТЗП, значений  $S_k$  и других параметров в выделенные моменты времени приведены в таблице.



Значения выделенных моментов времени, измеренных значений температуры и других параметров для анализируемого испытания

Время $\tau_k$ , с	$t_{кск}, ^\circ\text{C}$	$t_{пск}, ^\circ\text{C}$	$b_k$ , К/с	$\bar{\lambda}_{м\sum k}, \bar{\lambda}_{п\sum k}$ , Вт/мК	$S_k$ , Вт/м <sup>2</sup>	$\lambda$ , Вт/мК	$c_p$ , Дж/(кг·К)	$t_{мск}, ^\circ\text{C}$	$t_{мпк}, ^\circ\text{C}$	$t_{мпк}^{(jm)}, ^\circ\text{C}$
0	24,5	20,0	0		0			22,2	22,2	22,2
10	35,3	20,8	1,080	$\bar{\lambda}_{м\sum k} = 0,0702$	-245	$\lambda^{(3)} = 0,687$ ; $\lambda^{(4)} = 0,755$	$c_p^{(3)} = 1010$ ; $c_p^{(4)} = 1110$	23,0	23,3	23,3
58	92,2	24,6	1,185	$\bar{\lambda}_{п\sum k} = 0,0522$	-1128			45,6	43,2	40,0
107	134,9	35,8	0,871		-3094			73,1	70,8	71,9

Время отсчитывали от момента начала основного режима нагрева, т. е. момент  $\tau = \tau_0 = 0$  соответствовал 60-й секунде после предзапуска. Вследствие полученного при предзапуске теплового импульса температура крышки и температура по глубине образца через 60 с отличались от начальной, но отличия по сравнению со значениями температуры к концу выделенных интервалов были незначительными.

Результаты расчетов показали, что в рассматриваемом случае значения удельной теплоемкости и коэффициента теплопроводности удовлетворяют условиям (30) при  $j_m = 4$ .

Для подтверждения достоверности разработанного метода проведено сравнение значений температуры  $t_{мпк}$  между подслоями ТЗП, рассчитанных с использованием итоговых значений  $\lambda^{(jm)}$ ,  $c_p^{(jm)}$  по точному численному методу решения одномерной задачи, и значений  $t_{мпк}^{(jm)}$  температуры между подслоями ТЗП, полученных по формуле (27) при  $\bar{b}_k = \frac{b_k + b_{k+1}}{2}$ , с измеренными значениями. Характерные уровни эквивалентных относительных значений теплопроводностей, рассчитываемых по формулам (32) и (33), с учетом того, что лучистый теплообмен в зазорах в анализируемом случае пренебрежимо мал, составили: для зазора между

подслоями  $\frac{\lambda_{эм}}{\lambda_{см}} \approx 4,7$ ;  $\frac{\bar{\lambda}_{м\sum k}^{(j)}}{\lambda_{см}} \approx 2,7$ ; для зазора между ТЗП и подложкой  $\frac{\lambda_{эп}}{\lambda_{сп}} \approx 3,7$ ;  $\frac{\bar{\lambda}_{п\sum k}^{(j)}}{\lambda_{сп}} \approx 2,2$ .

Согласование значений температуры  $t_{мпк}^{(jm)}$  между первым и вторым подслоями ТЗП, рассчитанных по формуле (27), и измеренных значений  $t_{мск}$  удовлетворительное (погрешность значений температуры не превышает 22 %). Численный расчет по программе решения одномерной задачи

(температура  $t_{мпк}$ ) при  $\lambda = 0,755$  Вт/(м<sup>2</sup>·К),  $c_p = 1110$  Дж/(кг·К) и средней суммарной эквивалентной теплопроводности газа в зазорах  $\frac{\bar{\lambda}_{\sum k}^{(j)}}{\lambda_{см}} \approx \frac{1}{2} \left( \frac{\bar{\lambda}_{м\sum k}^{(j)}}{\lambda_{см}} + \frac{\bar{\lambda}_{п\sum k}^{(j)}}{\lambda_{сп}} \right) = 2,45$  также дает хорошее согласование с измеренными значениями.

Таким образом, разработан инженерный аналитический метод определения эффективных значений теплофизических характеристик материалов (коэффициента теплопроводности и удельной теплоемкости) по результатам измерений температур на поверхностях образцов при внешнем динамическом нагреве. Предложен метод учета влияния зазоров, образующихся вследствие прокладки термомпар между металлическими обкладками образцов и исследуемым теплозащитным материалом и между подслоями материала. Обработка и анализ результатов испытаний образца углепластикового материала типа УП-ЦТ показали удовлетворительную приемлемость данных методов для инженерной практики.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Голованов А. Н., Кузин А. Я. Восстановление эффективных коэффициентов теплопроводности углепластиковых материалов в условиях теплового нагружения от плазменной струи // Вестник Томского государственного университета. Математика и механика. 2010. № 4(12). С. 83—89.
2. Алифанов О. М., Колесников В. А. Определение элементов тензора теплопроводности анизотропных материалов из решения обратной задачи // Электронный журнал "Труды МАИ". 2012. Вып. 58. [www.mai.ru/science/trudy/](http://www.mai.ru/science/trudy/)
3. Алифанов О. М., Черепанов В. В. Методы исследования и прогнозирования свойств высокопористых теплозащитных материалов. — М.: МАИ, 2014. — 264 с.
4. Туголуков Е. Н., Карпук В. А., Рухов А. В. Решение обратных задач теплопроводности для многослойных тел канонической формы // Вестник ТГТУ. 2013. Т. 19. № 3. С. 577—583.
5. Усов А. Т. Приближенные методы расчета температур нестационарно нагреваемых твердых тел простой формы. — М.: Машиностроение, 1973. — 108 с.
6. Пехович А. И., Жидких В. М. Расчеты теплового режима твердых тел. — М.: Энергия, 1976. — 352 с.

7. Костин Г. Ф. Способы решения задач теплопроводности на основе общезначимых принципов: учеб. пособие. — Челябинск: Челяб. гос. ун-т, 2018. — 187 с.

8. Костин Г. Ф., Калашников С. Т., Гусев В. В. и др. Применение аппроксимационно-суперпозиционного метода для восстановления теплофизических характеристик материалов по результатам тепловых испытаний // Конструкции из композиционных материалов. 2019. № 1. С. 37—42.

9. Костин Г. Ф., Калашников С. Т., Савельев В. Н. и др. Методика и результаты оценки изменения теплофизических характеристик углепластика на основе фенолформальдегидного связующего при нагреве и разложении // Конструкции из композиционных материалов. 2018. № 4. С. 63—70.

10. Михеев М. А. Основы теплопередачи. — М.—Л.: Госэнергоиздат, 1956. — 302 с.

11. Гребер Г., Эрк С., Григуль У. Основы учения о теплообмене. — М.: Изд. Иностран. литературы, 1958. — 566 с.

## Engineering analytical method to define thermal and physical properties of materials under results of thermal testing

G. F. KOSTIN, S. T. KALASHNIKOV

South Urals Federal Research Center of Mineralogy and Geocology of the UB RAS,  
Miass, Chelyabinsk Region, Russia

V. V. GUSEV

Joint Stock Company "Academician V. P. Makeyev State Rocket Centre", Miass, Chelyabinsk Region, Russia

*An engineering method to recover thermal and physical properties of materials under results of thermal testing at various heating rates with an analytical approximation-superposition method of solving thermal conductivity problems is presented. A method of accounting for influence of clearances between metal plates of samples and tested thermal protection and between tested material layers formed when inserting thermocouples is proposed.*

**Keywords:** solutions of heat conduction equation, thermal and physical properties, thermal testing, inverse problems of heat conduction.

## Прочностные испытания стыковых узлов авиационных лонжеронов из углепластика с использованием метода акустической эмиссии и тензометрии

А. Н. СЕРЬЕЗНОВ, д-р техн. наук; Л. Н. СТЕПАНОВА, д-р техн. наук; Е. С. ПЕТРОВА  
Сибирский научно-исследовательский институт авиации им. С. А. Чаплыгина,  
г. Новосибирск, Россия

В. В. ЧЕРНОВА, канд. техн. наук  
Сибирский государственный университет путей сообщения, г. Новосибирск, Россия

*Приведены результаты прочностных испытаний двух стыковых узлов авиационных лонжеронов из углепластика (УП) ACM102/C130UD с наполнителем Rochacell. В соответствии с программой испытаний выполнено их статическое и циклическое нагружение. Мониторинг состояния конструкций стыковых узлов лонжеронов осуществляли с применением метода акустической эмиссии (АЭ) и тензометрии. Определены относительные деформации, возникающие в материале при нагружении. Установлено, что при нагрузке, равной 85 % от расчетного значения, происходит скачкообразное изменение относительных деформаций материала УП, которое сопровождается ростом значений основных информативных параметров сигналов АЭ. Определены координаты источников сигналов АЭ, соответствующие росту трещины в области клеевого соединения и отрыву нижней полки стыкового узла лонжерона. Установлена связь изменения относительных деформаций материала углепластика, структуры сигналов АЭ с появлением и распространением разрушения в конструкции.*

**Ключевые слова:** стыковой узел лонжерона, углепластик, акустическая эмиссия, локация, дефект, тензометрия, пьезопреобразователь, тензодатчик.

Развитие технологий проектирования и производства летательных аппаратов с применением композиционных материалов (КМ) позволяет повысить их надежность и безопасность при эксплуатации. В целях обеспечения безопасной эксплуатации композитных элементов конструкции летательного аппарата (ЛА) на этапе проектирования проводили предварительный прочностной расчет, последующий контроль при ее изготовлении и прочностные испытания готовой продук-

ции с использованием различных методов неразрушающего контроля (НК). Достоверная оценка состояния объектов контроля (ОК) из КМ связана с разработкой методики, позволяющей определять координаты областей разрушений на ранней стадии развития дефектов, их тип, степень опасности и возможность дальнейшей эксплуатации.

Метод акустической эмиссии (АЭ) используют при прочностных испытаниях элементов авиационных конструкций из КМ как за рубежом [1—5], так и в нашей стране [6, 7]. Он позволяет осуществлять регистрацию сигналов, определять координаты дефектов, степень их опасности на ранней стадии перестройки структуры материала углепластика при воздействии на него различных нагрузок [8—11].

Цель работы — исследование процесса разрушения стыковых узлов авиационных лонжеронов из углепластика при прочностных испытаниях с использованием метода акустической эмиссии и тензометрии.

### Методика исследования

Исследованы прочностные характеристики двух стыковых узлов авиационных лонжеронов из

**Серьезнов Алексей Николаевич**, научный руководитель, профессор.

E-mail: aergru@ngs.ru

**Степанова Людмила Николаевна**, начальник сектора по разработке акустико-эмиссионной и тензометрической аппаратуры, профессор.

E-mail: aergru@ngs.ru

**Петрова Елена Сергеевна**, ведущий инженер сектора экспериментальных исследований прочности натурных авиаконструкций.

E-mail: aergru@ngs.ru

**Чернова Валентина Викторовна**, доцент кафедры "Электротехника, диагностика, сертификация".

E-mail: chernova.vv@yandex.ru

Статья поступила в редакцию 11 мая 2021 г.

© Серьезнов А. Н., Степанова Л. Н., Петрова Е. С., Чернова В. В., 2021

углепластика ACM102/C130UD с наполнителем Rochacell. Основные параметры нагружения данных конструкций в процессе испытаний приведены в табл. 1.

Таблица 1

**Параметры нагружения стыковых узлов лонжеронов из углепластика**

Лонжерон	Расчетная нагрузка, кН	Число циклов наработки	Разрушающая нагрузка, кН
Лонжерон 1	185	256 289	259
Лонжерон 2		16 699	218,3

Стыковые узлы лонжеронов испытывали по программе, предусматривающей три этапа нагружения. Расчетное значение нагрузки составляло  $P_{\text{рас}} = 185$  кН. На первом этапе испытаний первого стыкового узла лонжерона его конструкцию статически нагружали до 50 % от расчетной нагрузки, что составляло  $P = 92,5$  кН. При этом сигналы АЭ не регистрировались, что объяснялось эффектом Кайзера. На втором этапе выполняли циклическое нагружение стыкового узла, при котором нагрузка изменялась с частотой 0,33 Гц от 20 до 50 % от расчетного значения (от 37 до 92,5 кН). На третьем этапе стыковой узел статически нагружали до полного разрушения.

Для измерения деформаций использовали проволочные тензодатчики типа ПКС-5 (сертификат типа RU.C.28.007.A № 030935, зарегистрированный в Государственном реестре средств измерения). Запись и обработку их показаний осуществляли с помощью микропроцессорной многоканальной тензометрической системы ММТС-64.01 класса точности 0,2 (сертификат типа RU.C.34.007.A № 44412, зарегистрированный в Государственном реестре средств измерения).

Для регистрации и обработки АЭ-информации в режиме реального времени служила диагностическая система СЦАД-16.10 с "плавающими" порогами селекции (свидетельство Федерального агентства по техническому регулированию и метрологии RU.C.27. 007A № 40707, регистрационный номер в Государственном реестре средств измерений 45154–10). При АЭ-контроле конструкции стыкового узла лонжерона использовали четыре пьезоэлектрических преобразователя акустической эмиссии (ПАЭ) типа ПК-01-07 с полосой пропускания 100–700 кГц.

Известно, что внутренние повреждения материала углепластика влияют на энергетические и частотные характеристики сигналов АЭ [8, 9]. Поэтому структурный коэффициент сигнала АЭ, отражающий изменения его информативных параметров при развитии дефектов в УП, рассчитывали с использованием вейвлет-преобразований:

$$P_{Dij}(f) = \frac{\max D_i}{\max D_j}, \quad (1)$$

где  $D_i$ ,  $D_j$  — наборы коэффициентов вейвлет-разложения  $i$ -го и  $j$ -го уровней детализации, полученные при частоте дискретизации исходного сигнала  $f = 2$  МГц.

Структурный коэффициент, равный отношению коэффициентов вейвлет-разложения  $i$ -го и  $j$ -го уровней детализации, характеризует смещение положения частотно-временного максимума энергии сигналов АЭ, что является признаком изменения типа разрушения углепластика (разрыв волокон, разрушение матрицы) [9, 10].

В работе [5] предложен другой подход к оценке изменения частотно-временного распределения сигналов АЭ, при котором рассчитывается коэффициент, отражающий энергию в сигнале АЭ как парциальную, т. е. частичную:

$$E = \frac{\int_{f_1}^{f_2} U^2(f) df}{\int_{f_3}^{f_4} U^2(f) df}, \quad (2)$$

где  $f_1$  и  $f_2$  — минимальное и максимальное значения частоты сигнала АЭ выбранного диапазона;  $f_3 = 100$  кГц и  $f_4 = 700$  кГц — частоты сигналов всего диапазона, соответствующие применяемым при данных испытаниях преобразователям ПАЭ;  $U(f)$  — зависимость амплитуды сигнала АЭ от частоты.

Формула (2) позволяет определить отношение энергии в выбранной полосе частот ко всей энергии сигнала. Увеличение нагрузки в объекте из углепластика приводит к повышению уровня шумов в предыстории сигналов АЭ, что снижает достоверность определения парциальной энергии. При этом шумы оказывают меньшее влияние на величину структурного коэффициента, так как при его расчете выбирается меньший частотный диапазон, в котором влияние шумов минимально.

#### **Акустико-эмиссионный и тензометрический контроль стыковых узлов авиационных лонжеронов из углепластика в процессе статического нагружения**

Для контроля напряженно-деформированного состояния (НДС) на стенки и полки первого стыкового узла лонжерона были установлены тензодатчики и трехсоставные тензорозетки в количестве 28 штук. Схема расположения тензодатчиков, тензорозеток и ПАЭ на конструкции первого лонжерона стыкового типа из КМ показана на рис. 1.

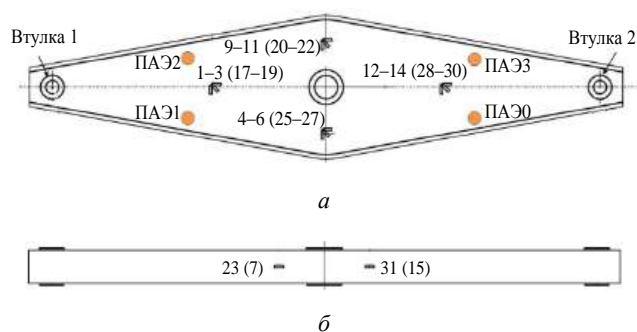


Рис. 1. Схема установки тензодатчиков, тензорозеток и ПАЭ на первом стыковом узле лонжерона

На рис. 1, а приведены номера датчиков, входящих в состав тензорозеток, установленных на передней и задней (значения в скобках) стенках стыкового узла лонжерона, а на рис. 1, б — номера датчиков, установленных на верхней и нижней (в скобках) полках стыкового узла лонжерона.

На первом этапе испытаний первого стыкового узла лонжерона при нагрузке до 50 % от расчетного значения обнаружены зоны концентрации механических напряжений. Наибольшие деформации сжатия зарегистрированы тензодатчиками 4 и 11,

входящими в состав тензорозеток, установленных на передней стенке стыкового узла, а максимальные значения растягивающих относительных деформаций — тензодатчиками 31 и 23, установленными на верхней полке стыкового узла лонжерона.

На втором этапе стыковой узел нагружали циклическими нагрузками. При наработке 255 600 циклов было определено разрушение его клеевого слоя в зоне узла нагружения. Длина трещины составила около 300 мм, поэтому дальнейшие испытания были остановлены.

На третьем этапе стыковой узел нагружали до разрушения. Увеличение нагрузки производили по 5 % ( $\Delta P = 9,25$  кН) от расчетного значения и осуществляли запись показаний тензодатчиков и сигналов с ПАЭ, установленных в зоне максимальных деформаций. Для регистрации АЭ-информации использовали пьезоантенну, состоящую из четырех преобразователей (ПАЭ0—ПАЭ3) (см. рис. 1, а). Значения деформаций, зарегистрированных тензодатчиками в процессе нагружения первого стыкового узла лонжерона, приведены в табл. 2.

Таблица 2

Значения относительных деформаций в области наклейки тензодатчиков при нагружении первого стыкового узла лонжерона до разрушения

Нагрузка		Номер тензодатчика						
		4	9	11	20	23	25	31
кН	%	Относительная деформация $\varepsilon$ , $10^{-3}$						
0	0	0,001	-0,004	0,001	-0,008	-0,004	-0,001	0,001
9,25	5	-0,143	0,121	-0,080	0,111	0,109	-0,120	0,113
18,5	10	-0,286	0,251	-0,162	0,239	0,226	-0,233	0,229
27,75	15	-0,435	0,378	-0,258	0,369	0,346	-0,343	0,348
37	20	-0,578	0,509	-0,356	0,501	0,467	-0,449	0,465
46,25	25	-0,727	0,637	-0,455	0,638	0,585	-0,550	0,584
55,5	30	-0,874	0,764	-0,558	0,774	0,709	-0,655	0,705
64,75	35	-1,019	0,888	-0,663	0,910	0,831	-0,754	0,823
74	40	-1,169	1,013	-0,762	1,045	0,951	-0,855	0,939
83,25	45	-1,316	1,138	-0,866	1,182	1,074	-0,953	1,061
92,5	50	-1,464	1,259	-0,969	1,322	1,193	-1,056	1,178
101,75	55	-1,614	1,383	-1,074	1,457	1,314	-1,156	1,296
111	60	-1,764	1,500	-1,177	1,590	1,434	-1,256	1,414
120,25	65	-1,916	1,623	-1,284	1,727	1,556	-1,351	1,533
129,5	70	-2,067	1,743	-1,393	1,869	1,674	-1,446	1,651
138,75	75	-2,223	1,864	-1,501	2,010	1,796	-1,539	1,770
148	80	-2,380	1,984	-1,611	2,150	1,916	-1,627	1,889
157,25	85	-2,543	2,104	-1,726	2,297	2,037	-1,743	2,010
166,5	90	-2,776	2,154	-1,029	2,794	2,217	-1,760	2,177
175,75	95	-2,961	2,267	-1,073	2,976	2,346	-1,873	2,301
185	100	-3,131	2,426	-1,172	3,163	2,477	-1,964	2,420
194,25	105	-3,321	2,544	-1,205	3,347	2,603	-2,049	2,537
203,5	110	-3,521	2,676	-1,184	3,573	2,730	-2,117	2,661
212,75	115	-3,720	2,786	-1,184	3,766	2,854	-2,200	2,779
222	120	-3,970	2,839	-1,037	3,983	2,974	-2,279	2,900
231,25	125	-3,996	2,964	-0,968	4,201	2,994	-2,384	3,039
240,5	130	-4,203	2,824	-0,590	4,600	3,149	-2,684	3,176
249,75	135	-4,439	2,837	-0,363	4,864	3,273	-2,687	3,304



При нагрузке, составляющей 75 % от расчетных значений ( $P = 138,75$  кН), в зоне разрушения клеевого соединения наблюдали интенсивное отслоение деталей образца друг от друга. При этом показания тензодатчиков изменялись линейно, а деформации сжатия (тензодатчик 4) достигли значения  $\varepsilon = -2,223 \cdot 10^{-3}$ .

При переходе с нагрузки, равной 85 %, на нагрузку, составляющую 90 % ( $P = 166,50$  кН) от расчетной, наблюдали скачкообразное изменение показаний всех тензодатчиков. Максимальные деформации сжатия составили  $\varepsilon = -2,776 \cdot 10^{-3}$  (тензодатчик 4), деформации растяжения в области наклепки тензодатчика 20 —  $\varepsilon = 2,794 \cdot 10^{-3}$ .

Приложение нагрузок, изменяющихся в диапазоне от 90 % ( $P = 166,5$  кН) до 120 % ( $P = 222$  кН) от расчетной величины, сопровождалось активным отслоением элементов первого стыкового узла лонжерона друг от друга. При дальнейшем нагружении стыкового узла нагрузкой, составляющей 138 % от расчетного значения ( $P = 259$  кН), произошло его разрушение с вырывом деталей в зоне втулки 1 (см. 1, а) и отрывом нижней полки лонжерона. Фотография разрушенного первого стыкового узла лонжерона показана на рис. 2.



Рис. 2. Общий вид разрушения первого стыкового узла лонжерона в зоне отрыва нижней полки

Максимальные деформации сжатия были зарегистрированы тензодатчиками 4 и 25, максимальные деформации растяжения — тензодатчиками 9 и 20, 23 и 31.

В процессе АЭ-контроля третьего этапа нагружения первого стыкового узла лонжерона осуществляли локацию сигналов АЭ, наибольшая активность которых наблюдалась в области разрушения стыкового узла (область 1) и в области приложения вертикальной нагрузки (область 2) (рис. 3). Регистрацию сигналов АЭ начинали при достижении нагрузкой значения  $P = 92,50$  кН, составляющего 50 % от расчетного значения  $P_{\text{рас}}$ .

Локация сигналов АЭ области 1, осуществленная в нижней части установленной пьезоантенны (см. рис. 3), соответствовала процессу разрушения клеевого слоя и отрыву нижней полки от стыкового узла лонжерона. В момент увеличения нагрузки от 125 до 130 % между преобразователями ПАЭ1 и ПАЭ2 (см. рис. 3) отмечено появление активной области, отражающей разрушение стыкового узла лонжерона в зоне втулки 1 (см. рис. 1, а). На последней ступени нагружения при нагрузке  $>135$  % от расчетного значения между преобразователями ПАЭ0 и ПАЭ3 также наблюдали локацию сигналов, соответствующую разрушению первого стыкового узла лонжерона в зоне втулки 2 (см. рис. 1, а).

В области 2 при приложении вертикальной нагрузки (см. рис. 3) сигналы АЭ активно локализовались из-за воздействия элементов нагружающего стэнда. Начало локации отмечали при нагрузке, составляющей 70—75 % от расчетной.

В процессе обработки АЭ-информации рассматривали основные информативные параметры (табл. 3) сигналов АЭ (амплитуда, энергетический параметр MARSE, доминантная частота, структурный коэффициент и парциальная энергия) [5, 7, 8].

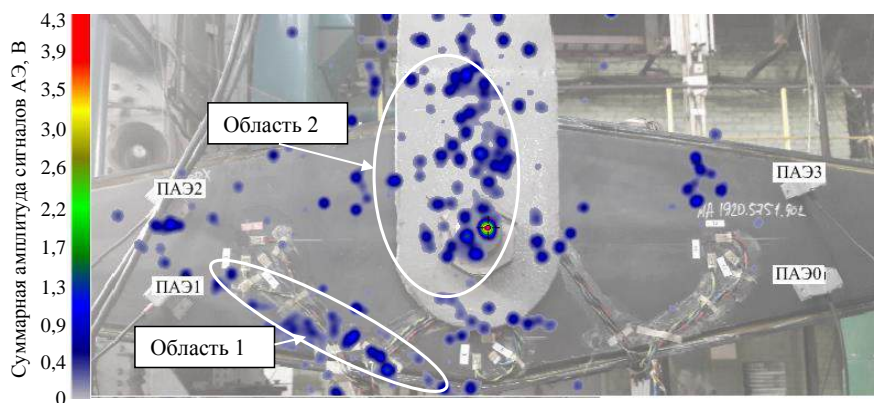


Рис. 3. Локация сигналов АЭ при статическом нагружении первого стыкового узла лонжерона

Таблица 3

## Параметры сигналов АЭ, зарегистрированные при нагружении первого стыкового узла лонжерона

Нагрузка		Амплитуда, мВ		Параметр MARSE, мВ·мкс	Доминантная частота, кГц	Структурный коэффициент $P_{D42}$	Парциальная энергия $f_3 = 63$ кГц, $f_4 = 125$ кГц
кН	%	ПАЭ1	ПАЭ2				
92,5	50	271	307,6	15,38	150	1,99	6,31
101,75	55	285,05	302,15	18,77	136	2,47	4,88
111	60	345,5	313,1	21,11	139	2,68	5,71
120,25	65	309,45	335,7	19,29	136	2,84	6,12
129,5	70	301,5	350,3	24,67	142	3,21	6,34
138,75	75	349,7	369,9	28,58	135	3,45	5,69
148	80	325,95	408,95	23,86	134	3,38	7,95
157,25	85	<b>245,4</b>	422,4	31,26	134	<b>4,59</b>	7,35
166,5	90	28,7	<b>516,35</b>	45,66	128	<b>5,06</b>	7,12
175,75	95	28,1	438,2	32,84	126	5,00	<b>12,93</b>
185	100	24,4	396,7	34,75	126	4,65	7,00
194,25	105	46,4	544,4	22,93	136	3,76	13,33
203,5	110	29,3	395,5	24,05	132	4,05	9,77
212,75	115	30,5	485,8	32,52	128	4,28	8,36
222	120	36	474,9	32,75	134	4,14	8,11
231,25	125	36,6	501,7	43,78	117	<b>6,54</b>	8,42
240,5	130	53,7	460,85	31,40	128	5,37	9,58
249,75	135	47,6	418,1	33,95	152	5,10	6,87
259	140	184,3	711,7	6,90	177	1,46	19,38

Для анализа изменения амплитуды сигналов АЭ в процессе нагружения были рассмотрены значения, зарегистрированные преобразователями ПАЭ1 и ПАЭ2. Они располагались близко к области 1, где происходило разрушение клеевого слоя (см. рис. 3). В первом измерительном канале, подключенном к преобразователю ПАЭ1, регистрировали сигналы до нагрузки, составляющей 85 % от расчетной. При этом амплитуда сигналов АЭ изменялась в диапазоне от 250 до 350 мВ. При нагрузке, равной 90 %, произошло их резкое уменьшение до значений, составляющих менее 50 мВ.

Амплитуда сигналов, регистрируемых вторым измерительным каналом, подключенным к преобразователю ПАЭ 2, в процессе нагружения увеличивалась, что соответствовало разрушению конструкции первого стыкового узла лонжерона. При превышении нагрузкой значения 85 % и переходе на нагрузку, составляющую 90 % ( $P = 166,50$  кН) от расчетной, наблюдалось появление первого локального максимума сигналов АЭ (см. табл. 3), что соответствовало изменению относительных деформаций стыкового узла конструкции и процессу его разрушения.

При анализе структурного коэффициента  $P_{D42}$  по формуле (1) были выбраны четвертый и второй уровни вейвлет-разложения сигналов АЭ, которым соответствовали полосы частот 63—125 и 250—500 кГц [8, 9, 11, 12]. При нагрузке, равной 85 % от расчетной, отмечался рост структурного коэффициента  $P_{D42}$ , а при нагрузке, составляющей 90 %, появился первый локальный максимум (см.

табл. 3). Наибольшее значение структурный коэффициент принял в момент достижения нагрузкой 125 % ( $P = 231,25$  кН). При этом в области 1 наблюдалось существенное отслоение элементов друг от друга (см. рис. 3).

Парциальную энергию по формуле (2) рассчитывали для полосы частот 63—125 кГц. При нагрузке, равной 95 %, был обнаружен локальный максимум, что характеризовало увеличение энергии сигналов АЭ в области низких частот.

При прочностных испытаниях второго стыкового узла лонжерона порядок нагружения был аналогичен нагружениям первого стыкового узла. На втором этапе прочностных испытаний второго стыкового узла число циклов наработки составляло 16 699, на третьем этапе статического нагружения произошло разрушение узла при нагрузке, равной  $P_{раз} = 218,3$  кН, что составляло 118 % от расчетного значения  $P_{рас}$ . Длина трещины в зоне разрушения клеевого слоя составила 275 мм (рис. 4).



Рис. 4. Трещина в клеевом слое второго стыкового узла лонжерона, образовавшаяся при нагрузке, составляющей 50 % от расчетной

Получена локация сигналов АЭ, характеризующая процесс разрушения в области 1 клеевого стыка. При этом показания тензодатчиков в течение всего этапа нагружения были линейными.

При проведении повторно-статических испытаний второго стыкового узла лонжерона разрушение клеевого слоя было обнаружено при наработке 16 600 циклов нагрузками, составляющими от 20 до 50 % от расчетного значения (см. рис. 4).

При нагрузках, превышающих 85 %, в области наклейки тензодатчиков 7, 9, 11, 15 происходило скачкообразное изменение деформаций (табл. 4). При этом максимальное уменьшение деформаций сжатия в области наклейки тензодатчиков 7, 11 и 15 составило  $0,64 \cdot 10^{-3}$ , а максимальное увеличение деформаций, измеренных тензодатчиком 9, расположенным в области растяжения материала,  $\Delta \varepsilon_9 = 0,35 \cdot 10^{-3}$ .

Уровень зарегистрированных деформаций во втором стыковом узле лонжерона ниже, чем в первом. Значения, полученные тензодатчиком 4 (расположен в области с наибольшими деформациями сжатия) и тензодатчиком 20 (расположен в области с

наибольшими деформациями растяжения), составили для первого стыкового узла  $\varepsilon_4 = -4,439 \cdot 10^{-3}$  и  $\varepsilon_{20} = 4,864 \cdot 10^{-3}$ , а для второго —  $\varepsilon_4 = -3,584 \cdot 10^{-3}$  и  $\varepsilon_{20} = 3,7 \cdot 10^{-3}$ . Таким образом, второй стыковой узел лонжерона имеет хорошие запасы по статической прочности. При циклических нагрузках слабым местом, так же как и у первого стыкового узла, оказалась клеевой стык.

Регистрация АЭ-информации из области разрушения клеевого соединения была начата при нагрузке, составляющей 70 % от расчетной. При нагрузках 90—110 % отмечен рост активности сигналов АЭ.

При нагружении второго стыкового узла лонжерона до нагрузки, составляющей 50 % от разрушающей, было зарегистрировано 147 сигналов АЭ. На данном этапе испытаний отмечено начало формирования области 2 (рис. 5) между преобразователями ПАЭ1 и ПАЭ2, соответствующей процессу разрушения стыкового узла в зоне втулки 2 (см. рис. 1, а). Локацию наблюдали также в области приложения вертикальной нагрузки.

Таблица 4

Значения относительных деформаций в области наклейки тензодатчиков при нагружении второго стыкового узла лонжерона до разрушения

Нагрузка		Номер тензодатчика								
		4	7	9	11	15	20	23	25	31
кН	%	Относительная деформация, $10^{-3}$								
0	0	0,003	0,002	0,001	-0,002	0,001	0,002	0,005	-0,001	0,006
9,25	5	-0,144	-0,128	0,113	-0,115	-0,120	0,137	0,132	-0,110	0,121
18,5	10	-0,291	-0,245	0,236	-0,233	-0,230	0,265	0,257	-0,231	0,243
27,75	15	-0,437	-0,358	0,359	-0,355	-0,339	0,394	0,381	-0,349	0,364
37	20	-0,582	-0,471	0,479	-0,495	-0,445	0,530	0,510	-0,471	0,487
46,25	25	-0,729	-0,583	0,600	-0,617	-0,552	0,662	0,635	-0,588	0,603
55,5	30	-0,876	-0,691	0,716	-0,748	-0,660	0,794	0,758	-0,702	0,722
64,75	35	-1,023	-0,801	0,835	-0,868	-0,766	0,928	0,885	-0,816	0,841
74	40	-1,174	-0,910	0,955	-0,994	-0,877	1,064	1,009	-0,932	0,960
83,25	45	-1,321	-1,023	1,072	-1,119	-0,986	1,197	1,134	-1,048	1,080
92,5	50	-1,471	-1,130	1,189	-1,243	-1,097	1,330	1,258	-1,162	1,200
101,75	55	-1,621	-1,242	1,307	-1,364	-1,208	1,464	1,382	-1,274	1,317
111	60	-1,771	-1,352	1,426	-1,487	-1,321	1,599	1,382	-1,389	1,437
120,25	65	-1,983	-1,504	1,590	-1,659	-1,464	1,786	1,506	-1,546	1,603
129,5	70	-2,076	-1,566	1,663	-1,730	-1,514	1,867	1,680	-1,619	1,674
138,75	75	-2,237	-1,661	1,780	-1,856	-1,591	2,010	1,754	-1,730	1,800
148	80	-2,397	-1,746	1,896	-1,977	-1,640	2,147	1,881	-1,844	1,921
157,25	85	-2,484	-1,824	2,021	-2,104	-1,674	2,293	2,007	-1,973	2,050
166,5	90	-2,741	-1,759	2,173	-2,101	<b>-1,035</b>	2,530	2,301	-2,209	2,214
175,75	95	-2,930	<b>-1,369</b>	2,276	-2,207	-1,033	2,701	2,444	-2,383	2,354
185	100	-3,154	-1,423	<b>2,626</b>	<b>-1,623</b>	-1,084	3,060	2,496	-2,491	2,453
194,25	105	-3,359	-1,440	2,757	-1,597	-1,095	3,266	2,626	-2,630	2,589
203,5	110	-3,383	-1,263	2,873	-1,541	-1,025	3,493	2,787	-2,550	2,747
212,75	115	-3,584	-1,321	2,987	-1,348	-1,055	3,700	2,904	-2,651	2,874

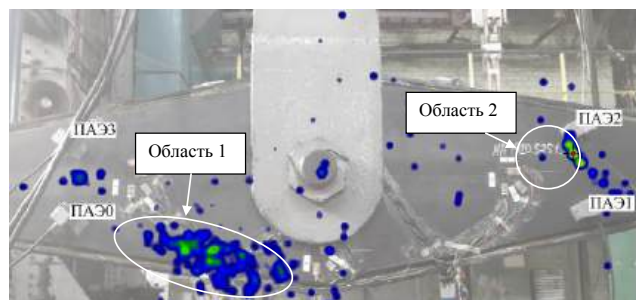


Рис. 5. Локация сигналов АЭ при нагружении второго стыкового узла лонжерона до разрушения

Кроме того, в области 2 между преобразователями ПАЭ1 и ПАЭ2 наблюдали активную локацию сигналов АЭ (см. рис. 5), соответствующую разрушению в зоне подвижной опоры втулки 2. Данная область начала формироваться на предразрушающем этапе испытаний стыкового узла при нагрузках 105—110 %.

По результатам испытания второго стыкового узла лонжерона определены основные информативные параметры сигналов АЭ (табл. 5). Анализ показал, что для данного нагружения регистрировались сигналы АЭ с низкой по сравнению с первым лонжероном частотой. При рассмотрении данного параметра для каждого из акустических преобразователей ПАЭ получены следующие медианные значения частоты:  $f_0 = 74$  кГц,  $f_1 = 24$  кГц,  $f_2 = 54$  кГц,  $f_3 = 52$  кГц.

Наиболее близко к месту разрушения клеевого слоя (см. рис. 5) был расположен преобразователь ПАЭ0. Поэтому сигналы АЭ, которые он регистрировал, обладали наибольшей амплитудой. При нагрузке, равной 85 %, наблюдалось достижение максимального значения амплитуды, регистрируемой преобразователями ПАЭ0 и ПАЭ3 (см. табл. 5). В процессе нагружения при нагрузках,

изменяющихся в диапазоне от 75 до 90 %, конструкция второго стыкового узла лонжерона начала разрушаться.

## Выводы

Прочностные испытания двух стыковых узлов авиационных лонжеронов из углепластика АСМ102/С130UD с наполнителем Rochacell проведены по программе, в соответствии с которой конструкции подвергали как статическому, так и циклическому нагружению. Разрушение первого и второго стыковых узлов лонжеронов произошло при нагрузках, превышающих расчетные, соответственно, на 38 и 18 %. Коэффициент запаса прочности первого стыкового узла лонжерона составил 1,38, второго — 1,18.

При визуальном наблюдении отмечен характер разрушения конструкций, которое начиналось при циклическом нагружении с появления трещины в области клеевого соединения. При разрушении стыковых узлов лонжеронов происходили вырыв деталей в зоне втулки 1 и отрыв нижней полки.

Анализ результатов тензометрии показал, что максимальные относительные деформации стыковых узлов лонжеронов, испытанных при нагружении до разрушения, изменялись при нагрузке  $P = 157,25$  кН (85 % от расчетной). При переходе на нагрузку, составляющую 90 % от расчетной ( $P = 166,50$  кН), наблюдалось скачкообразное изменение относительных деформаций, регистрируемых всеми тензодатчиками. Максимальное изменение деформаций было зарегистрировано тензодатчиками 11 (у первого стыкового узла лонжерона) и 15 (у второго стыкового узла лонжерона), расположенными в области сжатия, и составило  $\Delta \varepsilon_{11} = -0,69$  и  $\Delta \varepsilon_{15} = -0,64$ .

Таблица 5

Параметры сигналов АЭ, зарегистрированные при нагружении второго стыкового узла лонжерона

Нагрузка		Амплитуда сигналов АЭ, мВ		Параметр MARSE, мВ·мкс	Доминантная частота, кГц	Структурный коэффициент сигналов АЭ $P_{D42}$	Парциальная энергия
кН	%	ПАЭ0	ПАЭ3				$f_3 = 63$ кГц, $f_4 = 125$ кГц
101,75	55	689,8	156,8	10,79	45	13,23	33,83
111	60	615,3	218,2	6,71	51	13,81	39,80
120,25	65	781,4	257,0	18,48	51	10,82	15,45
129,5	70	895,9	271,1	20,72	44	12,86	20,50
138,75	75	1165,2	348,1	15,6	51	13,13	52,18
148	80	1096,6	341,9	23,66	37	11,36	18,90
157,25	85	<b>1418,8</b>	<b>395,5</b>	6,75	45	10,78	51,36
166,5	90	1379,3	264,7	13,72	52	9,10	32,69
175,75	95	898,6	185,4	16,91	42	9,90	28,89
185	100	1043,3	170,2	10,39	46	10,47	39,72
194,25	105	919,6	269,4	12,11	40	9,28	27,53
203,5	110	609,1	349,1	11,04	51	8,85	12,25
218,3	118	363,9	229,4	4,58	50	7,69	11,33



При АЭ-контроле стыковых узлов лонжеронов амплитуды сигналов АЭ, зарегистрированные ближними преобразователями ПАЭ, достигали значений первых локальных максимумов при превышении нагрузкой значения 85 %, что совпадало с показаниями тензодатчиков. Увеличение структурного коэффициента и парциальной энергии также характеризовало процесс разрушения конструкции, который наблюдался при прочностных испытаниях.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Beckermann G. Nanofibre veils for high-performance composites // JEC Composites magazine. 2016. № 102. P. 39—42.
2. Cardoni M., Giannto A., Giglio M. A low frequency lamb-waves based structural health monitoring of an aeronautical carbon fiber reinforced polymer composite // J. Acoustic Emission. 2014. V. 32. P. 1—20.
3. Ono K., Gallego A. Research and applications of AE on advanced composites // J. Acoustic Emission. 2012. V. 30. P. 180—229.
4. Lexmann M., Bueter A., Schwarzaup O. Structural Health Monitoring of composite aero-space structures with Acoustic Emission // J. Acoustic Emission. 2018. V. 35. P. 172—193.
5. Saus M. G. R. Acoustic emission signal propagation in damaged composite structures // J. Acoustic Emission. 2013. V. 31. P. 1—18.
6. Барсу́к В. Е., Степанова Л. Н., Кабанов С. И. Акустико-эмиссионный контроль дефектов при статических испытаниях конструкций композиционного самолета // Контроль. Диагностика. 2019. № 4. С. 14—19.
7. Степанова Л. Н., Петрова Е. С., Чернова В. В. Прочностные испытания лонжерона из углепластика с использованием метода акустической эмиссии и тензометрии // Дефектоскопия. 2018. № 4. С. 24—30.
8. Степанова Л. Н., Чернова В. В. Анализ структурных коэффициентов сигналов акустической эмиссии при статическом нагружении образцов из углепластика с ударными повреждениями // Контроль. Диагностика. 2017. № 6. С. 34—41.
9. Степанова Л. Н., Кабанов С. И., Чернова В. В. Акустико-эмиссионный способ определения структуры образца из углепластика. Патент № 2 704 144 РФ. МПК G 01 N 29/14. Заявл. 09.01.2019. Оpubл. 24.10.2019. Бюл. № 30. — 13 с.
10. Степанова Л. Н., Батаев В. А., Лапердина Н. А., Чернова В. В. Акустико-эмиссионный способ определения типа дефекта структуры образца из углепластика. Патент № 2 676 209 РФ. МПК G 01 N 29/14. Заявл. 25.12.2017. Оpubл. 26.12.2018. Бюл. № 36. — 17 с.
11. Степанова Л. Н., Чернова В. В., Рамазанов И. С. Акустико-эмиссионный контроль раннего зарождения дефектов в образцах из углепластика // Дефектоскопия. 2020. № 10. С. 12—23.
12. Степанова Л. Н., Батаев В. А., Чернова В. В. Определение связи структуры образцов из углепластика с параметрами сигналов акустической эмиссии при одновременном статическом и тепловом нагружении // Контроль. Диагностика. 2019. № 11. С. 4—13.

## Strength tests of butt joints of carbon fiber reinforced plastic aircraft spars using the acoustic emission method and tensometry

A. N. SER'EZNOV, L. N. STEPANOVA, E. S. PETROVA

Siberian Aeronautical Research Institute named after S. A. Chaplygin, Novosibirsk, Russia

V. V. CHERNOVA

Siberian State Transport University, Novosibirsk, Russia

*The results of strength tests of two butt joints of aircraft spars made of ACM102 / C130UD carbon fiber reinforced plastic (CFRP) with Rochacell filler are presented. In accordance with the test program, their static and cyclic loading was carried out. The monitoring of the state of their structures was carried out using the method of acoustic emission (AE) and tensometry. The relative deformations arising in the material under loading are determined. It was found that at a load equal to 85 % of the calculated value, there was an abrupt change in deformations, which was accompanied by an increase in the values of the main informative parameters of the AE signals. The coordinates of the AE signal sources corresponding to the growth of the crack in the region of the adhesive joint and the separation of the lower flange of the butt joint of spar are determined. A relationship is established between the change in the relative deformations of the CFRP material, the structure of the AE signals with the appearance and propagation of destruction in the structure of the butt joints of spar.*

**Keywords:** butt joint of spar, carbon fiber reinforced plastic, acoustic emission, location, defect, tensometry, piezoelectric transducer, strain gauge.



УДК 621.565+620.179.1

DOI: 10.52190/2073-2562\_2021\_3\_57

## Методика определения рационального объема термоотверждаемого компаунда для восстановления работоспособности теплообменных аппаратов

В. В. СПИРЯГИН, канд. техн. наук

Московский авиационный институт (национальный исследовательский университет), Москва, Россия

Е. А. ЛЕСЮК, д-р техн. наук; А. И. ЧМЫХАЛО, канд. техн. наук; Е. Ю. ЖУРКИНА

Военная академия ВВС им. Петра Великого, г. Балашиха, Московская обл., Россия

*Представлена методика определения рационального объема компаунда при проведении ремонта трубных решеток теплообменных аппаратов (ТА) любых типоразмеров. Применение рассмотренного в методике способа восстановления поврежденных поверхностей ТА за счет формирования полимерного покрытия в местах дефектов даст возможность снизить объем компаунда, используемого при ремонте, минимизировать площадь покрытия на трубках теплообменника, что позволит не снижать эффективность работы ТА.*

**Ключевые слова:** термоотверждаемый компаунд, полимерное покрытие, теплообменные аппараты, восстановление поверхности.

Техническое состояние кожухотрубных ТА существенным образом зависит от состояния трубных систем. Одна из основных причин потери работоспособности ТА — возникновение локальных деформаций теплообменных трубок, вызванных развитием дефектов вальцовочных соединений трубок в трубной решетке, что приводит к разгерметизации аппарата [1].

Анализ известных способов восстановления работоспособности ТА [2, 3] позволяет прийти к выводу, что наиболее перспективным является способ восстановления поврежденных поверхностей ТА с использованием термоотверждаемых компаундов [4].

Известен способ защиты от коррозии и восстановления поверхности теплообменника [5], который заключается в том, что в контур ТА вводят текучий полимерный состав (компаунд) при температуре ниже температуры его отверждения, а в смежный контур, отделенный стенкой, вводят

теплоноситель с температурой, равной или превышающей температуру отверждения компаунда. Температуру теплоносителя поддерживают до образования пленки отвержденного компаунда на поверхности разделяющей стенки. Затем температуру теплоносителя понижают до значения ниже температуры отверждения компаунда, а неотвержденный компаунд сливают из контура.

Этот способ имеет ряд недостатков:

- большой расход отверждаемого материала (компаунда);
- снижение эффективности ТА вследствие ухудшения показателей теплопроводности трубок аппарата с сформированным полимерным покрытием;
- неравномерность распределения полимерного покрытия между трубками и трубной решеткой.

С учетом выявленных недостатков предложен способ, обеспечивающий получение более равномерного полимерного покрытия на участках сопряжений трубных решеток и трубок ТА, позволяющий устранять дефекты, в том числе дефекты вальцовочных соединений [6]. Способ обеспечивает минимизацию затрат на отверждение компаунда и формирование полимерного покрытия. Компаунд наносят в основном на внутреннюю сторону трубных решеток ТА. Эффективность теплообмена в аппарате при этом снижается незначительно.

Для реализации рассматриваемого способа в качестве термоотверждаемого компаунда могут быть выбраны, например, эпоксидные смолы с добавлением отвердителей УП-605/1р или УП-605/3. В этом случае инициация отверждения

**Спирягин Валерий Викторович**, преподаватель кафедры ВВСН ВУЦ.

E-mail: V.V.Spiryagin@yandex.ru

**Лесюк Елена Анатольевна**, старший научный сотрудник научно-исследовательского центра.

E-mail: elena-lesyuk@yandex.ru

**Чмыхало Александр Игоревич**, старший научный сотрудник научно-исследовательского центра.

E-mail: himoff2012@rambler.ru

**Журкина Елена Юрьевна**, адъюнкт кафедры "Материально-техническое обеспечение".

E-mail: evgeniyako@yandex.ru

Статья поступила в редакцию 8 июня 2021 г.

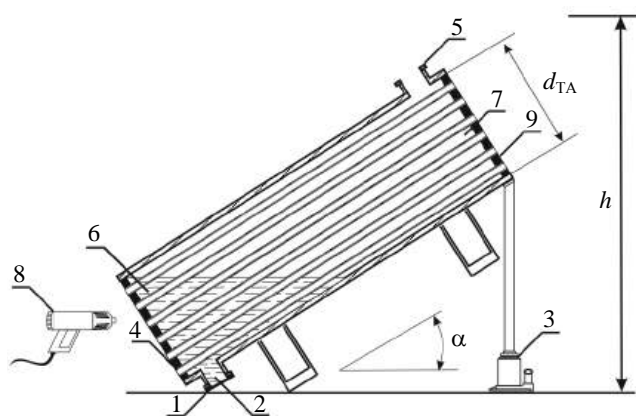
© Спирягин В. В., Лесюк Е. А., Чмыхало А. И., Журкина Е. Ю., 2021

происходит в интервале температур 80—100 °С и 120—140 °С соответственно.

Сущность предложенного способа ремонта трубных решеток ТА [6] заключается в том, что перед введением компаунда в межтрубное пространство аппарата одну из сторон аппарата поднимают на угол, рассчитанный для конкретных условий эксплуатации с учетом особенностей конструкции аппарата, затем вводят предварительно рассчитанное количество жидкого компаунда (в зависимости от угла подъема аппарата) при температуре ниже температуры его отверждения, производят нагрев наружной стороны трубной решетки ТА до температуры, равной или превышающей температуру отверждения компаунда, поддерживают температуру нагрева по меньшей мере до образования на первой решетке пленки отвержденного компаунда (покрытия). Теплообменный аппарат возвращают в исходное положение и повторяют операции формирования покрытия на второй трубной решетке. По окончании работ неотвержденный компаунд выводят из контура.

В целях снижения расхода компаунда, а следовательно, и минимизации площади полимерного покрытия введение компаунда преимущественно на участках вальцовочных соединений трубных решеток и трубок предлагается выполнять с учетом следующих особенностей:

- перед введением компаунда поднимают сторону аппарата, противоположную трубной решетке, на которой формируется покрытие, на установленный для конкретных условий эксплуатации и особенностей конструкции ТА угол  $\alpha$  (рис. 1);



**Рис. 1. Схема реализации способа ремонта трубных решеток ТА при формировании полимерного покрытия на первой трубной решетке:**

1 — заглушка; 2 — сливной патрубок; 3 — подъемное устройство (например, домкрат); 4 — первая трубная решетка; 5 — заливной патрубок; 6 — жидкий компаунд; 7 — межтрубное пространство; 8 — устройство для инициации процесса отверждения компаунда (например, термопистолет); 9 — вторая трубная решетка

- количество жидкого компаунда, вводимого в межтрубное пространство, предварительно рассчитывают в зависимости от угла подъема аппарата и минимального объема компаунда, необходимого для формирования покрытия с внутренних сторон трубных решеток;

- после образования покрытия на первой решетке аппарат возвращают в исходное положение и, если необходимо, проводят операции формирования покрытия на второй (противоположной) трубной решетке.

#### **Анализ способов расчета объема компаунда для восстановления работоспособности теплообменного аппарата и постановка задачи исследования**

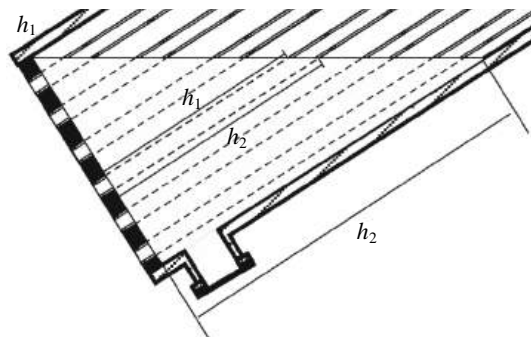
Для оценочного определения объема компаунда, заливаемого в ТА, при подъеме теплообменника на угол  $\alpha$  и заполнении межтрубного пространства таким образом, чтобы жидкость полностью покрывала всю поверхность трубной решетки со стороны противоположной от поднимаемой, стороны, используем формулу для расчета объема усеченного цилиндра:

$$V = \left( \frac{h_1 + h_2}{2} \right) \pi R^2, \quad (1)$$

где  $h_1$  и  $h_2$  — высота наименьшей и наибольшей стороны цилиндра соответственно;

$R$  — радиус трубной решетки.

Заметим, что при таком способе расчета объема компаунда не учитывается объем, занятый теплообменными трубками, который может составлять до половины внутреннего объема ТА. Каждая из труб теплообменника при рассматриваемой схеме его заполнения компаундом представляет собой все тот же усеченный цилиндр (рис. 2).



**Рис. 2. Расчетная схема к способу определения объема компаунда для восстановления работоспособности теплообменного аппарата**

В работе [7] для расчета объема  $V_T$ , занятого теплообменными трубками (рис. 3), использовано следующее соотношение:

$$V_T = n \pi h_T r^2, \quad (2)$$

где  $r$  — радиус трубок;  
 $n$  — число трубок;  
 $h_{\text{тр}} = BN$  — длина части трубки, погруженной в компаунд.

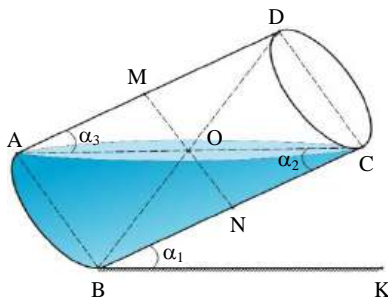


Рис. 3. Расчетная схема определения объема трубок ТА, погруженных в компаунд

Рассмотренный способ расчета объема заливаемого компаунда не позволяет определить его рациональный объем, необходимый для проведения ремонтных работ, т. к. не всегда требуется, например, полное покрытие трубной решетки, есть технические ограничения на угол подъема. Для решения указанной проблемы требуется методика, позволяющая оперативно рассчитывать рациональный объем компаунда в условиях минимизации его затрат с учетом возможности расчета его объема как при полном, так и при частичном покрытии трубной решетки ТА всех типоразмеров, а также технических особенностей в реализации подъема одной из сторон теплообменника.

Цель работы — разработка методики определения рационального объема термоотверждаемого компаунда при ремонте трубных решеток и трубок теплообменников.

### Методика определения рационального объема компаунда

Для практической реализации предложенного способа формирования полимерного покрытия разработана методика определения рационального объема компаунда, необходимого для ремонта трубных решеток и трубок теплообменников. Расчеты объемов проводили с использованием программного обеспечения, разработанного в среде MATLAB.

Расчетная схема кожухотрубного ТА включает полный круговой цилиндр радиуса  $R$  и длины  $L$ , внутри которого расположены теплообменные трубки радиуса  $r$  в количестве  $n$  штук. Для уменьшения объема заливаемого компаунда осуществляется подъем одного из торцов цилиндра на угол  $\alpha$ . Угол задается пользователем исходя из

анализа места расположения дефекта трубной решетки или теплообменных трубок с учетом технических особенностей конструкции ТА и габаритов помещения. Пользователь задает также требуемый уровень компаунда у нижнего торца цилиндра  $h_1$  в зависимости от места расположения дефекта трубной решетки или трубки. Далее, используя свойства прямоугольного треугольника, не составляет труда вычислить соответствующий ему уровень компаунда у приподнятого на угол  $\alpha$  торца цилиндра  $h_0$ :

$$h_0 = h_1 - L \tan \alpha. \quad (3)$$

Важное значение в определении необходимого для ремонтных работ объема компаунда имеет угол подъема корпуса ТА, начиная с которого уровень компаунда у приподнятого края становится равным нулю. Назовем его критическим углом наклона:

$$\alpha^* = \arctg \frac{2R}{L}. \quad (4)$$

Объем компаунда  $V_K$ , который необходимо залить в горизонтально расположенный теплообменник ( $\alpha = 0$ ), определяется разностью между объемом цилиндра  $V_{\text{ц}}$  и суммарным объемом  $V_T$ , занимаемым теплообменными трубками:

$$V_K = V_{\text{ц}} - V_T. \quad (5)$$

Объемная доля теплообменных трубок в цилиндре в этом случае составит

$$A = \frac{V_T}{V_{\text{ц}}} = \frac{\pi r^2 L n}{\pi R^2 L} = \frac{r^2 n}{R^2}. \quad (6)$$

Формулу (5) с учетом (6) запишем в виде

$$V_K = V_{\text{ц}} (1 - A). \quad (7)$$

В случае, если угол подъема теплообменника отличен от нуля, в зависимости от значений угла  $\alpha$  и уровня компаунда у приподнятого торца цилиндра  $h_0$  возможны три варианта расчета рационального объема компаунда, необходимого для проведения ремонтных работ.

Сначала рассчитаем объем компаунда  $V_i$  без учета объема теплообменных трубок, где индекс  $i$  соответствует номеру варианта расчета. Для определения итогового (рационального) заливаемого объема компаунда используем формулу

$$V_K = V_i (1 - A), \text{ где } i = 1, 2, 3. \quad (8)$$

Первый вариант расчета применяем в случае, если  $\alpha < \alpha^*$  и  $h_0 \leq R$  (рис. 4).

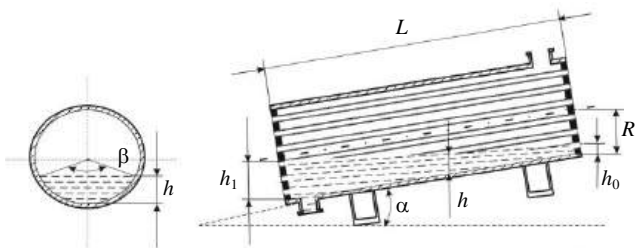


Рис. 4. Расчетная схема теплообменника  $\alpha < \alpha^*$ ;  $h_0 \leq R$

В этом случае объем компаунда (без учета объема теплообменных трубок) определим по формуле

$$V_1 = \frac{R^2 L}{2} \int_0^L [\beta(x) - \sin \beta(x)] dx, \quad (9)$$

где  $\beta(x)$  — угол сегмента, следующим образом зависящий от длины цилиндра:

$$\beta(x) = 2 \arccos \frac{R-h}{R} = 2 \arccos \frac{R-(x \operatorname{tg} \alpha + h_0)}{R}. \quad (10)$$

Вычислив интеграл (9) с учетом формулы (10), получим

$$V_1 = \frac{R^2 L}{2} \int_0^L \left[ 2 \arccos \frac{R-(x \operatorname{tg} \alpha + h_0)}{R} - \sin 2 \arccos \frac{R-(x \operatorname{tg} \alpha + h_0)}{R} \right] dx =$$

$$= -\frac{R^3}{\operatorname{tg} \alpha} \left\{ (t_L \arccos t_L - t_0 \arccos t_0) - \frac{1}{3} \left[ \sqrt{1-t_L^2} (2+t_L^2) - \sqrt{1-t_0^2} (2+t_0^2) \right] \right\}, \quad (11)$$

$$\text{где } t_0 = \frac{R-h_0}{R}; \quad t_L = \frac{R-L \operatorname{tg} \alpha - h_0}{R}.$$

Второй вариант расчета применяем в случае, когда  $\alpha < \alpha^*$  и  $h_0 \geq R$  (рис. 5).

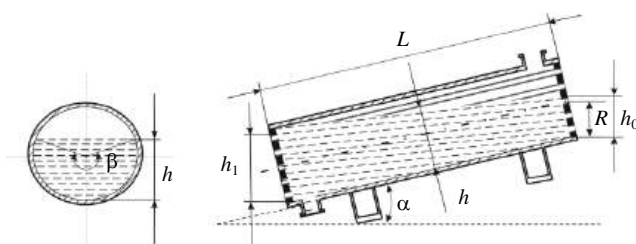


Рис. 5. Расчетная схема теплообменника ( $\alpha < \alpha^*$ ;  $h_0 \geq R$ )

Необходимый объем компаунда (без учета объема теплообменных трубок) определим по формуле

$$V_2 = \frac{R^2 L}{2} \int_0^L [\beta(x) + \sin \beta(x)] dx, \quad (12)$$

где  $\beta(x)$  — угол сегмента, следующим образом зависящий от длины цилиндра:

$$\beta(x) = 2\pi - 2 \arccos \frac{x \operatorname{tg} \alpha + h_0 - R}{R}. \quad (13)$$

Согласно формулам (12) и (13)

$$V_2 = \frac{R^2 L}{2} \int_0^L \left[ 2\pi - 2 \arccos \frac{x \operatorname{tg} \alpha + h_0 - R}{R} + \sin \left( 2\pi - 2 \arccos \frac{x \operatorname{tg} \alpha + h_0 - R}{R} \right) \right] dx =$$

$$= \pi R^2 L - \frac{R^3}{\operatorname{tg} \alpha} \left\{ (t_L \arccos t_L - t_0 \arccos t_0) - \frac{1}{3} \times \left[ \sqrt{1-t_L^2} (4-t_L^2) - \sqrt{1-t_0^2} (4-t_0^2) \right] \right\}, \quad (14)$$

$$\text{где } t_0 = \frac{h_0 - R}{R}; \quad t_L = \frac{L \operatorname{tg} \alpha + h_0 - R}{R}.$$

Третий вариант расчета, когда объем компаунда (без учета объема теплообменных трубок), необходимого для ремонта теплообменного аппарата, в случае, если  $\alpha \geq \alpha^*$  и  $h_0 = 0$ , составит

$$V_3 = \frac{\pi R^3}{\operatorname{tg} \alpha}. \quad (15)$$

Расчетная схема теплообменника для этого случая представлена на рис. 6.

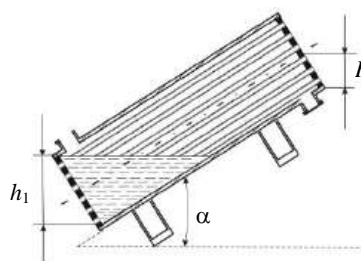


Рис. 6. Расчетная схема теплообменника  $\alpha \geq \alpha^*$ ;  $h_0 = 0$

Приведенные расчетные случаи и порядок проведения расчетов являются достаточными для определения необходимого объема компаунда при проведении ремонта трубных решеток ТА любых типоразмеров. Таким образом, предлагаемая методика является важным и неотделимым элементом практической реализации нового способа нанесения термоотверждаемого компаунда на участки

сопряжений трубных решеток и трубок теплообменных аппаратов.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Спирыгин В. В., Медеяев И. А., Чмыхало А. И. Модель потери работоспособности металлоконструкций испарителя холодильной машины // Сборка в машиностроении, приборостроении. 2019. № 11. С. 483—492.
2. УО 38.011.85-83 Общие технические условия на ремонт кожухотрубчатых теплообменников. — Миннефтехимпром СССР, 1983, ВНИКТИнефтехимоборудование.
3. Панкин Д. А., Спирыгин В. В., Ерофеев М. Н. и др. Технология ремонта и восстановления трубок теплообменного оборудования // Ремонт. Восстановление. Модернизация. 2019. № 3. С. 11—16.
4. Ерофеев М. Н., Панкин Д. А., Спирыгин В. В. и др. Способ защиты от коррозии и восстановления поверхностей теплообменников при их ремонте и эксплуатации // Проблемы машиностроения и автоматизации. 2020. № 2. С. 4—9.
5. Панкин Д. А., Спирыгин В. В., Челноков А. В., Чмыхало А. И. Способ защиты от коррозии и восстановления поверхностей теплообменника. Патент 2695204 РФ, МПК B05C 7/08, F28F 19/00, F28F 21/00. Заявитель и патентообладатель — ВА РВСН. № 2018117167. Заявл. 08.05.2018. Оpubл. 22.07.2019. Бюл. № 21. — 7 с.
6. Чмыхало А. И., Челноков А. В., Панкин Д. А., Журкина Е. Ю. Способ ремонта трубных решеток теплообменных аппаратов. Заявка на изобретение № 2020143150 от 25.12.2020. МПК B05D 7/22.
7. Спирыгин В. В., Шовкалюк А. П., Чмыхало А. И., Челноков А. В. Разработка способа ремонта трубных решеток теплообменных аппаратов // Оборонный комплекс — научно-техническому прогрессу России. 2021. № 2. С. 3—7.

## Method for determining of rational volume of heat-curing compound to restore the performance of heat exchangers

V. V. SPIRYAGIN

Moscow Aviation Institute (National Research University), Moscow, Russia

E. A. LESYUK, A. I. CHMYHALO, E. Yu. ZHURKINA

The Military Academy of Strategic Rocket Troops after Peter the Great, Balashikha, Moscow region, Russia

*The method for determining of the rational volume of the compound when repairing the tube sheets of heat exchangers of any standard size is presented. Application of the method of restoration of damaged surfaces considered in the methodology of heat exchangers due to the formation of a polymer coating in places of defects will make it possible to reduce the volume of the compound used for repairs, to minimize the coating area on the heat exchanger tubes, which will not reduce the efficiency of the heat exchangers.*

**Keywords:** heat-curing compound, polymer coating, heat exchangers, surface restoration.



Конструкции из композиционных материалов: Межотр. науч.-техн. журн. / Федеральное государственное унитарное предприятие «Научно-технический центр оборонного комплекса «Компас»; Акционерное общество «Государственный ракетный центр имени академика В. П. Макеева»; Акционерное общество «Информационные спутниковые системы» имени академика М. Ф. Решетнева». 2021. Вып. 3 (163). С. 1—64.

Редактор ***О. А. Константинова***  
Компьютерная верстка ***Н. В. Ильина, К. В. Трыкина***

Подписано в печать 19.08.2021. Формат 60x84 1/8.  
Печать офсетная. Усл. печ. л. 7,4. Уч.-изд. л. 7,7.  
Тираж 250 экз. Заказ 1976. Свободная цена.  
Адрес редакции: 125424, Москва,  
Волоколамское ш., д. 77,  
ФГУП «НТЦ оборонного комплекса «Компас».  
[www.ntckompas.ru](http://www.ntckompas.ru); E-mail: [izdanie@ntckompas.ru](mailto:izdanie@ntckompas.ru)  
Отпечатано: 101000, Москва,  
Лубянский проезд, д. 15, стр. 4, офис 105.  
ИП Кириченко Алексей Викторович.  
Индекс 80089.

## **Правила для авторов по оформлению рукописей статей, предлагаемых к публикации в журналах**

Направляя рукопись статьи в редакцию журнала, авторы передают редколлегии и издателю журнала безвозмездное неисключительное право опубликовать ее на русском языке в качестве статьи в печатной и электронной версиях журнала в сети Интернет. При этом за авторами сохраняются их интеллектуальные права на рукопись статьи (в том числе "авторское право"). В связи с этим и с учетом Четвертой части (Раздел VII) Гражданского кодекса РФ авторами должно быть представлено в редакцию письмо в следующей форме:

### **Лицензионный договор о передаче права на публикацию (издательский лицензионный договор)**

Мы, нижеподписавшиеся, авторы рукописи .....,  
предоставляем редколлегии журнала и издателю ФГУП «НТЦ оборонного комплекса  
«Компас»

.....  
(название журнала)

безвозмездную простую (неисключительную) лицензию на публикацию рукописи статьи как в печатной, так и в электронной версиях журнала.

Мы подтверждаем, что данная публикация не нарушает интеллектуальных прав других лиц или организаций.

Подписи авторов: ..... (ф.и.о., ученая степень, дата)

Статья должна быть подписана всеми авторами. В случае нескольких авторов указывается фамилия автора, ответственного за переписку с редакцией. Рукопись статьи направляется на адрес редакции журнала: 125424, Москва, Волоколамское ш., д. 77, ФГУП «НТЦ оборонного комплекса «Компас», Редакция журнала.

Дополнительная информация может быть получена в редакции при обращении по телефону: 8 (495) 491-43-17 или по E-mail: izdanie@ntckompas.ru.

Каждая статья рецензируется в соответствии с решением редколлегии журнала. Рецензенты выбираются из числа ученых и специалистов, компетентных в вопросах, рассматриваемых в статье, и имеющих собственные публикации в данном направлении. Решение о порядке публикации статьи принимается редколлегией с учетом мнения рецензентов. В случае разногласий среди членов редколлегии окончательное решение принимает главный редактор. При полном отклонении рукописи статьи от публикации редакция журнала направляет авторам мотивированный отказ. По этому факту редакция не вступает в полемику с авторами.

#### ***Комплектование статьи (обзора)***

Статья должна быть представлена в редакцию в следующем комплекте:

- сопроводительное письмо, подписанное руководством организации;
- экспертное заключение о возможности опубликования в открытой печати и распространения в

Российской Федерации и других государствах. При отсутствии в организации экспертной комиссии вместо экспертного заключения может быть представлено соответствующее заявление на имя главного редактора журнала от имени руководства организации, где работают авторы. В экспертном заключении или заявлении в обязательном порядке должна быть отражена возможность открытой публикации и передачи публикуемых материалов за границу.

- лицензионный договор по приведенному образцу;
- рукопись статьи — объем статьи (без рисунков) не должен превышать 10 страниц формата А4 при 1,5 межстрочных интервалах, а объем статьи обзорного характера — 20 страниц. Рекомендуемая гарнитура — New Times Roman. Размер шрифта — 12;
- Материал статьи представляется в редакцию в печатном виде (на бумажном носителе) и в электронном варианте на CD/DVD-диске с текстом в формате Word.

#### ***Оформление статьи:***

- статья начинается с указания УДК;
- название статьи набирается строчными буквами (кроме начальной прописной) полужирным шрифтом, размер шрифта 14, для остального текста используется простой шрифт размером 12, причем рекомендуемая гарнитура шрифта — Times New Roman;

- после названия — список авторов, инициалы авторов предшествуют их фамилиям;
- с отступлением в 2 строки представляется аннотация статьи;
- далее приводится список ключевых слов для данной статьи (не более десяти);
- страницы текста нумеруются без пропусков и добавлений литературных обозначений (типа 1а, 2б и т. п.), причем в сквозную нумерацию должны быть включены все элементы статьи;
- внизу первой страницы текста помещается отдельный абзац (с полужирным шрифтом), содержащий контактную информацию об авторе (или авторах) в следующем виде: фамилия, имя, отчество, должность, ученая степень, почтовый адрес предприятия, телефон, E-mail;
- основной текст статьи должен начинаться с четкой постановкой цели и задач работы, сопровождаемой аргументами в пользу ее выполнения на фоне существующего состояния затронутой в статье проблемы. Дальнейший текст статьи также должен иметь смысловые рубрикаторы (разделы и подразделы) без их нумерации. Заканчиваться статья должна отдельным разделом «Заключение» с перечислением основных результатов, следующих из них выводов и, по возможности, предложений по развитию исследований и использованию их результатов.
- после основного текста — список использованных источников "Литература" (не менее 5 источников); Список использованной литературы должен соответствовать всем ссылкам на внешние источники в тексте статьи. Ссылки оформляются в квадратных скобках, например, [1—6], [7, 8]. Внутренние ссылки, т. е. ссылки на формулы, рисунки и таблицы статьи оформляются с использованием круглых скобок, например, формула (1), уравнение (4), (рис. 3), (табл. 2). Любые ссылки в подписях к рисункам и в самих рисунках не рекомендуются;
- далее размещается подробная англоязычная информация о статье: название статьи, фамилия и инициалы авторов (английская транслитерация), предприятие, аннотация, ключевые слова (Keywords).

### **Оформление рисунков:**

- рисунки и графики вставляются непосредственно в нужном месте в статье и в желаемом масштабе.
- рядом с осями графиков указываются отображаемые физические величины только в символьной (буквенной) форме, а через запятую — размерность величины по-русски (прямым шрифтом). Различные кривые на графиках рекомендуется нумеровать, даже если они характеризуются отдельным цветом или типом линии. Графики представляются только на

белом фоне. Вспомогательные сетки на площади графика не допускаются;

- подписи под соответствующими рисунками (полужирный курсивный) представляются в нужных местах текста. Каждая подпись должна быть по возможности лаконичной, но емкой по содержанию.

### **Оформление формул:**

- простые формулы вводить в текст в формате используемого текстового редактора, более сложные формулы — с использованием редактора формул MathType;
- стандартные математические обозначения (например,  $\max$ ,  $\log$ ,  $\sin$ ,  $\exp$  и т. д.) должны быть набраны прямо. То же относится к цифрам и числам;
- для символьного обозначения не векторных физических (технических) величин использовать только латинский и греческий алфавиты, при этом в тексте для греческих букв использовать прямой шрифт, для латинских букв — наклонный шрифт (курсив);
- векторы и матрицы обозначать полужирным прямым шрифтом;
- для нижних и верхних индексов применять арабские цифры, латинские или греческие буквы. Если индекс представляет собой сокращенную форму русского слова — характеристики, то допустимо использовать в его обозначении русские буквы (прямой шрифт), например  $U_{\text{вх}}$ ,  $I_{\text{вых}}$ ,  $V_{\text{гр}}$  и т. п.
- размерность физических величин обозначается всегда только по-русски прямым шрифтом.

### **Оформление таблицы:**

- содержание таблицы не должно дублировать данные, приводимые на графиках или в тексте;
- графы должны иметь название без сокращения отдельных слов.

Рисунки, формулы и таблицы должны иметь свою отдельную сквозную нумерацию. Если на конкретную формулу нет дополнительных (возвратных) ссылок в тексте или она в единственном числе, то нумерация ее не нужна. Единственная таблица и/или рисунок также не нумеруются.

При публикации в журнале каждая статья (в контактной информации) сопровождается сноской со знаком охраны авторского права ©, поставленным перед фамилией автора (фамилиями авторов) и годом издания.

Авторы (или автор) каждой статьи после выхода журнала в свет имеют право на получение от редакции электронной версии статьи в PDF-формате (редактор Adobe Acrobat).