Запорожский национальный технический университет, АО «Мотор Сич», Национальный аэрокосмический университет им. Жуковского «ХАИ»

## **ВЕСТНИК** <u>N</u><u>0</u>1 **ДВИГАТЕЛЕСТРОЕНИЯ** 2013 издается

с 2002 г.

## НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ ЖУРНАЛ

## Выходит два раза в год

Входит в список научных профессиональных изданий Украины, в которых могут публиковаться результаты диссертационных работ на получение научных степеней доктора и кандидата технических наук (Постановление ВАК Украины № 1-05/1 от 10.02.2010 г.)

> Свидетельство о регистрации КВ № 6157 от 20 мая 2002 г. выдано Государственным комитетом информационной политики, телевидения и радиовещания Украины

Запорожье АО «Мотор Сич» 2013 г.

### **ISSN 1727-0219**

Интернет-страница журнала: <u>http://journal.zntu.edu.ua/vd/index.php?page=index</u>

Статьи, которые публикуются в журнале, реферируются в базах данных та РЖ ВИНИТИ (Россия) и «Джерело» (Украина). Журнал Вестник двигателестроения содержится в международной базе научных изданий Index Copernicus (http:// journals.indexcopernicus.com/index.php), электронная копия журнала размещена на сайте Национальной библиотеки Украины имени В.И. Вернадского НАН Украины в разделе «Наукова періодика України» по адресу: http://nbuv.gov.ua/portal/

### Уважаемые авторы публикаций!

Журнал отражает достижения науки и техники предприятий и организаций Украины и зарубежных стран в области двигателестроения, публикует разработки ведущих специалистов и ученых, направленные на совершенствование производства и повышение качества продукции, а также статьи потенциальных соискателей ученых степеней и званий.

### Статьи и сообщения будут формироваться по следующим рубрикам:

Общие вопросы двигателестроения Конструкция и прочность

Сборка и испытания

- Технология производства и ремонта
  - Конструкционные материалы
  - Стандартизация и метрология •

Конструкційні матеріали Стандартизація і метрологія

• Эксплуатация, надежность, ресурс

Журнал відображає досягнення науки і техніки підприємств та організацій України і зарубіжних країн в галузі двигунобудування, публікує розробки провідних спеціалістів та вчених, спрямовані на вдосконалення і підвищення якості продукції, а також статті потенційних здобувачів наукових ступенів і звань.

#### Статті та повідомлення будуть формуватися за наступними рубриками:

- Загальні питання двигунобудування
- Конструкція і міцність
- Складання і випробування

Aircraft engineering

Structures and strength

Operation, reliability, service life

Assembling and trials

- Експлуатація, надійність та ресурс
  - To the attention of authors!

•

•

The journal presents the achievements in the field of science and technique of Ukrainian enterprises, scientific institutions and foreign countries working at aircraft engineering. The journal publishes developments of leading specialists, scientists and the articles of potential applicants for scientific degrees aimed at perfection of the production and improvement of the quality.

### The journal covers the subjects of:

Technology of production and maintenance

Технологія виробництва і ремонту

- Structural materials
- Standartization and metrology
- Ecology

Материалы номера рекомендованы к публикации Ученым Советом Запорожского национального технического университета (протокол №6 от 29.01.2013 г.).

Главный редактор: Заместитель главного редактора: Члены редакционной коллегии: д-р техн. наук В. А. Богуслаев д-р техн. наук С. Б. Беликов д-р техн. наук В. С. Кривцов д-р техн. наук Ю. Н. Внуков д-р техн. наук А. Д. Коваль д-р техн. наук Э. И.Цивирко д-р техн. наук Л. И. Ивщенко канд. техн. наук П. Д. Жеманюк д-р техн. наук Г. А. Кривов д-р техн. наук В. А. Титов д-р техн. наук Ю. А. Ножницкий д-р техн. наук Б. С. Карпинос

д-р техн. наук, профессор А. Я. Качан д-р техн. наук, профессор А. И. Долматов

д-р техн. наук Б. А. Грязнов д-р техн. наук А. Я. Мовшович д-р техн. наук В. Е. Ольшанецкий д-р техн. наук Г. А. Горбенко д-р техн. наук С. В. Епифанов д-р техн. наук Н. С. Кулик д-р техн. наук С. А. Дмитриев д-р техн. наук H.Ф. Дмитриченко д-р техн. наук Ю. В. Петраков канд. техн. наук В. В. Ткаченко канд. техн. наук В. Ф. Мозговой канд. техн. наук А. В. Богуслаев канд. техн. наук А. В. Шереметьев

Редакторско-издательский совет: В. А. Богуслаев, С. Б. Беликов, В. С. Кривцов, Ю. А. Рыбина, Н. А. Савчук, А. А. Баранник

> © 3HTY. 2013 © НАКУ «ХАИ» им. Жуковского, 2013 © АО «Мотор Сич», 2013

Экология •

Екологія

- Шановні автори публікацій!

## Члены редакционной коллегии



Качан А.Я. Гл. редактор, д-р техн. наук



Долматов А.И. Зам. гл. редактора, д-р техн. наук



Богуслаев В.А. д-р техн. наук



Беликов С.Б. д-р техн. наук

Цивирко Э.И.

д-р техн. наук



Кривцов В.С. д-р техн. наук



Ивщенко Л.И. д-р техн. наук



Мовшович А.Я. д-р техн. наук



Епифанов С.В.



Богуслаев А.В. канд. техн. наук



Жеманюк П.Д. канд. техн. наук



Грязнов Б.А. д-р техн. наук



Ольшанецкий В.Е. д-р техн. наук



Кулик Н.С. д-р техн. наук



Мозговой В.Ф. канд. техн. наук



Внуков Ю.Н. д-р техн. наук



Карпинос Б.С. д-р техн. наук



Титов В.А. д-р техн. наук



Дмитриев С.А. д-р техн. наук



Шереметьев А.В. канд. техн. наук



д-р техн. наук



Кривов Г.А. д-р техн. наук



Ножницкий Ю.А. д-р техн. наук



Петраков Ю.В. д-р техн. наук

Дмитриченко Н.Ф. д-р техн. наук

Горбенко Г.А.

д-р техн. наук

Ткаченко В.В.

канд. техн. наук









## Для сведения авторов

### Условия публикации:

Научно-технические и производственные статьи, планируемые к опубликованию в нашем издании, утверждаются на редакционной коллегии. При положительных заключениях материалы помещаются в «портфель» редакции в очередь на опубликование. Процедура рецензирования-утверждения занимает срок от 1 до 3 месяцев. Статьи, прошедшие данную процедуру и размещенные в журнале в порядке очереди, публикуются бесплатно.

### Требования к оформлению материалов для журнала «Вестник двигателестроения»

• К рассмотрению принимаются научные статьи, содержащие такие необходимые элементы: постановка проблемы в общем виде и ее связь с важнейшими научными или практическими задачами; анализ последних исследований и публикаций, в которых имеются предпосылки решения данной проблемы и на которые опирается автор, выделение не решенных ранее частей общей проблемы, которым посвящается данная статья; формулирование целей статьи (постановка задания); изложение основного материала исследования с полным обоснованием результатов; выводы из данного исследования и перспективы дальнейших разработок в данном направлении.

• Рукопись статьи присылается в редакцию в двух экземплярах вместе с актом экспертизы и справкой об авторах. Объем текстовой части статьи 3–6 листов. Рабочие языки: украинский, русский, английский. Последовательность размещения материала статьи: индекс УДК; инициалы и фамилия авторов, название статьи, аннотация, ключевые слова на трех языках: украинском, русском и английском; полное название учреждения, в котором работают авторы; текст статьи (с подписями авторов на последней странице); перечень литературы; таблицы; рисунки.

• В статье нужно четко и последовательно изложить то новое и оригинальное, что получено авторами в результате исследований. Не следует приводить известные факты, повторять содержание таблиц и иллюстраций в тексте. Термины и обозначения технических параметров следует употреблять в соответствии с нормами Госстандарта, а единицы измерения – в международной системе единиц (СИ). В статье должны быть выделены следующие разделы: вступление, методика (исследований), результаты, обсуждение, выводы.

• Набор текста статьи следует выполнять с помощью текстового редактора Microcoft Word 97 или 2000 (в соответствии с ДСТУ 3008–95). Формат листа – А4, ориентация – книжная, поля – 20 мм со всех сторон. Шрифт: гарнитура Times New Roman, размер 12 пт; интервал – 1,5; выравнивание по ширине. Текст с ручным переносом не принимается!

• Для набора формул надо использовать редактор Microsoft Equation версии 2 или 3. Размер букв: обычный – 12 пт, крупный индекс – 10 пт, мелкий индекс – 8 пт, крупный символ – 16 пт, мелкий символ – 12 пт.

• Иллюстрации (чертежи) могут быть подготовлены с помощью любых графических редакторов и переданы в виде отдельных графических файлов изображения. Для графиков и чертежей (двубитных файлов) плотность изображения должна составлять 300 dpi (формат TIFF), для фотографий – 200–240 dpi (формат JPG, EPS, BMP). Не допускается вставка рисунков в файл статьи непосредственно из прикладных программ (AutoCAD, Excel и т.п.), минуя графический формат. Для четкого воспроизведения изображения при печати толщина линий не должна быть меньше, чем 0,1 мм. Наличие подрисуночной надписи обязательно. При наличии дополнительных обозначений, или нескольких изображений, их объясняют в подрисуночной надписи.

• Таблицы должны содержать только необходимую информацию, быть лаконичными и максимально понятными. Возле обозначений параметра необходимо указать его размерность. Размер шрифта таблицы должен составлять 10 пт. Ширина таблицы не должна превышать 80 мм (размер колонки). В отдельных случаях разрешается делать таблицы шириной 170 мм.

• Перечень литературы в конце рукописи на языке оригинала приводится в соответствии с последовательной ссылкой на работы в тексте и требованиями действующих норм. Ссылка на литературу в тексте нумеруется арабскими цифрами в прямых скобках.

• В справке об авторах нужно привести фамилии, имена и отчества всех авторов, их служебные и домашние адреса, должности, ученые степени, номера телефонов, электронные адреса. Авторами считаются лица, которые принимали участие в выполнении работы в целом или ее главных разделов.

### Статьи направляются в редакцию по адресу:

69063, Украина, г. Запорожье, ул. Жуковского, 64 Запорожский национальный технический университет, главный редактор Качан Алексей Яковлевич Электронный вариант статьи можно передать по адресу: vd@zntu.edu.ua (максимальный объем письма 2 Мбайта).

- 4 -

## СОДЕРЖАНИЕ

### ОБЩИЕ ВОПРОСЫ ДВИГАТЕЛЕСТРОЕНИЯ

Дронь Н.М., Хорольский П.Г., Дубовик Л.Г. К ВЫБОРУ МАНЕВРА МУСОРОСОБИРАЮЩЕГО КОСМИЧЕСКОГО АППАРАТА НА ЭТАПЕ ОЧИСТКИ ОКОЛОЗЕМНОГО ПРОСТРАНСТВА ОТ МЕЛКОГО КОСМИЧЕСКОГО МУСОРА
<i>Рублевский Ю.В., Прибора Т.И.</i> ЩЕТОЧНЫЕ УПЛОТНЕНИЯ КАК ЭФФЕКТИВНОЕ СРЕДСТВО УЛУЧШЕНИЯ ПАРАМЕТРОВ АВИАЦИОННЫХ ГТД
<i>Турманидзе Р.С., Шилакадзе В.А., Апциаури Т.С.</i> ИССЛЕДОВАНИЕ ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ ВЕТРОВЫХ ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ ПУТЕМ ПРИМЕНЕНИЯ ВОЗДУШНЫХ ВИНТОВ С ВОЗМОЖНОСТЬЮ ИЗМЕНЕНИЯ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ В ДИНАМИКЕ
<i>Ершов С.В., Резник С.Б., Хомылев С.А.</i> К ОЦЕНКЕ КПД ПРОТОЧНЫХ ЧАСТЕЙ ТУРБИН
Панченко А.А., Катренко М.А., Белогуров С.А., Пронь Л.В. ТЕОРЕТИКО-ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ КОМБИНИРОВАННЫХ СИСТЕМ ПОДАЧИ ТОПЛИВА В КАМЕРУ СГОРАНИЯ РАКЕТНЫХ И РАКЕТНО-ПРЯМОТОЧНЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ
<i>Каиров А.С., Моргун С.А.</i> ИССЛЕДОВАНИЕ КОЛЕБАНИЙ ДИСКА С ВЕНЦОМ РАБОЧИХ ЛОПАТОК ТУРБОМАШИН КАК ЦИКЛИЧЕСКИ СИММЕТРИЧНОЙ СИСТЕМЫ В ПОЛЕ ЦЕНТРОБЕЖНЫХ СИЛ
Arapov B., Seytkazenova K., Seraliyev G. NEW DESIGN OF SEALING KNOT OF THE ROD PISTONS OF THE ENGINE OF STIRLING
<i>Богуслаев В.А., Долматов Д.А.</i> ВЛИЯНИЕ РАЗРЯДНО-ИНДУЦИРОВАННЫХ КОМПОНЕНТ НА ПРОЦЕСС ГОРЕНИЯ КАПЕЛЬ УГЛЕВОДОРОДНОГО ТОПЛИВА
КОНСТРУКЦИЯ И ПРОЧНОСТЬ
Данильченко Д.В., Засовенко А.В., Мастиновский Ю.В. ТОРЦЕВОЙ УДАР ПО ОБОЛОЧКЕ С КРИВОЛИНЕЙНОЙ ОСЬЮ
Глотка О.А. АНАЛІ́З ПРИЧИН РУЙНУВАННЯ УЩІ́ЛЬНЮЮЧОГО КІ́ЛЬЦЯ КОМПРЕСОРА НИЗЬКОГО ТИСКУ ДВИГУНА ТВЗ-117
Придорожный Р.П., Шереметьев А.В., Зиньковский А.П. ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ АЗИМУТАЛЬНОЙ ОРИЕНТАЦИИ НА НАПРЯЖЕННОСТЬ МОНОКРИСТАЛЛИЧЕСКОЙ ОХЛАЖДАЕМОЙ ЛОПАТКИ В СИСТЕМЕ ПЕРФОРАЦИОННЫХ ОТВЕРСТИЙ
Петров А.В., Тихомиров В.В., Донченко В.В. ВЛИЯНИЕ МАСШТАБНОГО ФАКТОРА И ВИДА ГРАНИЧНЫХ УСЛОВИЙ НА СОБСТВЕННЫЕ ЧАСТОТЫ И ФОРМЫ КОЛЕБАНИЙ ЛОПАТОК АВИАЦИОННЫХ ГТД С РАЗЛИЧНЫМИ ТИПАМИ ЗАМКОВЫХ СОЕДИНЕНИЙ
ТЕХНОЛОГИЯ ПРОИЗВОДСТВА И РЕМОНТА
Павленко Д.В. ЗАКОНОМЕРНОСТИ ДИССИПАЦИИ ЭНЕРГИИ В ОБРАЗЦАХ ИЗ СПЛАВА ВТІ-0 С СУБМИКРОКРИСТАЛЛИЧЕСКОЙ СТРУКТУРОЙ В ИНТЕРВАЛЕ РАБОЧИХ ТЕМПЕРАТУР 65

Гребенников М.А., Зиличихис С.Д., Стебельков И.А. ФИЗИКА И ТЕХНОЛОГИЯ УПРОЧНЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ В ПОЛЕ УЛЬТРАЗВУКА	2
Жеманюк П.Д., Педаш А.А., Цивирко Э.И., Педаш А.Ф. КОМБИНИРОВАННОЕ МОДИФИЦИРОВАНИЕ ПРИ ПОЛУЧЕНИИ ДЕТАЛЕЙ ТУРБИН ГТД 75	5
Сергиенко О.С., Бялик Г.А. МЕТОДИКА И РЕЗУЛЬТАТЫ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОГО ОПРЕДЕЛЕНИЯ СВОЙСТВ МОДЕЛЬНОГО СОСТАВА PARACAST7	9
<i>Пухальская Г.В., Гликсон И.Л., Лукьяненко О.Л.</i> ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ВОЗМОЖНОСТЕЙ МЕТОДА ОБРАБОТКИ ЛОПАТОК КОМПРЕССОРА СТАЛЬНЫМИ ШАРИКАМИ В МАГНИТНОМ ПОЛЕ	3
КОНСТРУКЦИОННЫЕ МАТЕРИАЛЫ	
Голтвяниця В.С., Цивірко Е.І., Голтвяниця С.К. Структура та властивості сплавів на основі алюмінідів титану з бором та рідкісноземельними елементами	8
Ивщенко Л.И., Цыганов В.В., Качан А.Я. ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ СПЛАВА ХТН-61 ПРИ ОТРИЦАТЕЛЬНЫХ ТЕМПЕРАТУРАХ И СЛОЖНОМ ДИНАМИЧЕСКОМ НАГРУЖЕНИИ	95
Бабенко Е.П., Долженкова Е.В., <u>Шаповалова О.М.</u> НАСЫЩЕНИЕ ПОВЕРХНОСТИ КРУПНОГАБАРИТНЫХ ШТАМПОВОК СПЛАВА ВТ23 ПРИМЕСЯМИ ВНЕДРЕНИЯ 10	94
Жеманюк П.Д., Клочихин В.В., Лысенко Н.А., Наумик В.В. ВЛИЯНИЕ ГОРЯЧЕГО ИЗОСТАТИЧЕСКОГО ПРЕССОВАНИЯ И ТЕРМООБРАБОТКИ НА СТРУКТУРУ И СВОЙСТВА ОТЛИВОК ИЗ ЖАРОПРОЧНОГО НИКЕЛЕВОГО СПЛАВА 109	9
<i>Турманидзе Р.С., Буцхрикидзе Д.С., Апциаури Т.С.</i> АЛМАЗНОЕ ШЛИФОВАНИЕ СВЕРХТВЕРДЫХ НЕМЕТАЛЛИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ ЭФФЕКТИВНЫМ СПОСОБОМ	6
<i>Сурков В.А.</i> СОЗДАНИЕ ИНТЕРМЕТАЛЛИДНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ ПОРОШКОВЫХ МАТЕРИАЛОВ СИСТЕМЫ AI-3DMe 12	21
Шаломеев В.А. УЛУЧШЕНИЕ МАКРО- И МИКРОСТРУКТУРЫ АВИАЦИОННОГО ЛИТЬЯ ИЗ МАГНИЕВЫХ СПЛАВОВ	27
Кононов В.В., Гнатенко О.В., Гайдук С.В., Наумик В.В. РАЗРАБОТКА СОСТАВА КОРРОЗИОННОСТОЙКОГО ЗАЩИТНОГО ПОКРЫТИЯ И СПОСОБА ЕГО НАНЕСЕНИЯ НА ОТЛИВКИ ИЗ ЖАРОПРОЧНЫХ НИКЕЛЕВЫХ СПЛАВОВ 133	3
Зеленюк Ю.О., Шаломєєв В.А., Зінченко М.М., Цивірко Е.І. ВПЛИВ ІНТЕРМЕТАЛІ́ДІ́В НА ВЛАСТИВОСТІ́ ЛИТОГО СПЛАВУ МЛ-5 З НЕОДИМОМ 139	9
<i>Овчинников А.В.</i> ПРИМЕНЕНИЕ МАТЕРИАЛОВЕДЧЕСКОГО ПОДХОДА ДЛЯ ВОСТАНОВЛЕНИЯ ЛОПАТОК ВЕНТИЛЯТОРА ИЗ СПЛАВА ВТЗ-1 14	-3
Павленко Д.В., Ткач Д.В., Качан А.Я. ПРИМЕНЕНИЕ СПЛАВА ВТІ-0 В СУБМИКРОКРИСТАЛЛИЧЕСКОМ СОСТОЯНИИ ДЛЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ НАГРУЖЕННЫХ ЭЛЕМЕНТОВ ЭНДОПРОТЕЗА ТАЗОБЕДРЕННОГО СУСТАВА	18

### УДК 629.78

### Д-р техн. наук Н. М. Дронь, канд. техн. наук П. Г. Хорольский, Л. Г. Дубовик

Днепропетровский национальный университет имени Олеся Гончара, г. Днепропетровск

## К ВЫБОРУ МАНЕВРА МУСОРОСОБИРАЮЩЕГО КОСМИЧЕСКОГО АППАРАТА НА ЭТАПЕ ОЧИСТКИ ОКОЛОЗЕМНОГО ПРОСТРАНСТВА ОТ МЕЛКОГО КОСМИЧЕСКОГО МУСОРА

На основе сравнительной оценки эффективности двух маневров мусорособирающего космического annapama (KA) на этапе очистки околоземного пространства при разных способах доставки на исходную орбиту annapama и устройства, осуществляющего улавливание мелкого космического мусора, выданы рекомендации относительно выбора маневра KA и типов двигательных установок выведения и маневрирования. В качестве критерия эффективности рассмотрена площадь собирающей поверхности, пересекающая заданный высотный слой космического пространства.

**Ключевые слова:** космический мусор, мусорособирающий космический аппарат, улавливающее устройство, двигательная установка, ракета-носитель.

## 1 Общая постановка проблемы и ее связь с научно-практическими задачами

Проблема засорения околоземного пространства космическим мусором (КМ), имеющим разную величину и массу, из года в год становится все более острой. Уже сегодня его количество столь велико, что создает реальную опасность для работающих там космических аппаратов (КА) и станций. По утверждению же американского ученого Кеслера, при существующих темпах роста КМ на низких околоземных орбитах возможно возникновение такой ситуации, когда вследствие спонтанных столкновений его фрагментов, КМ начнет размножаться в геометрической прогрессии. Это перекроет человечеству выход в космос и прекратит космическую деятельность. Поэтому возникшая проблема требует неотложных действий в поиске технологий и методов, с помощью которых можно обеспечить приемлемый уровень загрязнения космического пространства, и, как следствие, безопасность космических полетов.

## 2 Обзор публикаций и анализ нерешенных проблем

Анализ публикаций показывает, что удаление с рабочих орбит мелкого космического мусора возможно применением специальных космических аппаратов, способных выполнять на этапе очистки соответствующие маневры за счет работы входящих в их состав двигательных установок (ДУ) [1, 2]. Доставка таких КА на требуемую орбиту осуществляется либо с помощью ракетыносителя (РН) посредством разгонного блока (РБ) с промежуточной орбиты, либо непосредственно РН с Земли [3]. Для сбора мелких частиц КМ аппараты оснащаются специальными улавливающими устройствами (УУ) [1–3], либо используют одно [4] или несколько [5] УУ, заранее выведенные на исходную орбиту отдельно от КА ракетой-носителем такого же типа. В процессе функционирования космического аппарата на этапе очистки эти устройства улавливают мелкие частицы КМ или поглощают их кинетическую энергию. Позже космический мусор попадает в плотные слои атмосферы, тормозится и сгорает в ней под действием сил аэродинамического сопротивления.

Высокая целевая эффективность данного способа очистки, в основном определяемая площадью поперечного сечения улавливающего устройства, может быть достигнута за счет выбора такой схемы выведения и маневрирования мусорособирающего космического аппарата, которая максимизирует массу космического аппарата (массу УУ) на исходной орбите. К росту эффективности также приводит использование для маневрирования КА двигательных установок на базе ракетных двигателей малой тяги, обеспечивающих длительное время работы аппарата в зоне контакта с космическим мусором.

### 3 Цель работы

Целью данной работы является сравнительная оценка эффективности двух маневров мусорособирающего КА на этапе очистки околоземного пространства от мелкого космического мусора при разных способах доставки КА и УУ на исходную орбиту и использовании сочетания разных типов двигательных установок выведения и маневрирования.

© Н. М. Дронь, П. Г. Хорольский, Л. Г. Дубовик, 2013

### 4 Методика исследований

Оцениванию подвергались два маневра космического аппарата по очистке заданного высотного слоя между круговыми орбитами высотой 1200 и 500 км:

 одноразовый спуск КА с УУ в его составе с орбиты высотой 1200 км на орбиту высотой 500 км за счет работы тормозной ДУ, находящейся на его борту;

- циклическое движение КА между данными орбитами с использованием входящих в его состав тормозной и разгонной ДУ.

Эффективность второго маневра определялась при выведении УУ на исходную орбиту в составе КА, отдельном выведении УУ от КА и раздельном выведении КА и нескольких УУ, с которыми аппарат поочередно стыкуется на высокой орбите.

Для осуществления предложенных маневров были исследованы различные способы доставки КА на исходную орбиту с использованием на этапах выведения и очистки следующих ДУ:

 вариант 1 — доставка КА на исходную орбиту путем довыведения с промежуточной орбиты высотой 200 км посредством РБ, применение на этапе довыведения жидкостной ракетной двигательной установки (ЖРДУ) большой тяги, на этапе очистки — электроракетной двигательной установки (ЭРДУ);

 вариант 2 — доставка КА непосредственно на исходную орбиту с Земли двигателем верхней ступени РН, применение на этапе очистки ЭРДУ;

 вариант 3 — доставка КА на исходную орбиту довыведением с промежуточной, применение на этапах довыведения и очистки ЭРДУ;

- вариант 4 — доставка КА на исходную орбиту довыведением с промежуточной, применение на этапе довыведения жидкостного ракетного двигателя малой тяги (ЖРДМТ), этапе очистки — ЭРДУ;

- вариант 5 — доставка КА на исходную орбиту довыведением с промежуточной, применение на этапах довыведения и очистки ЖРДМТ.

Предполагалось, что в случае раздельного выведения КА и УУ, запуск УУ на исходную орбиту, как и КА, может осуществляться двумя способами:

- с промежуточной орбиты с помощью РБ, снабженного либо ЖРДУ, либо ЭРДУ, либо ЖРДМТ;

- непосредственно на исходную орбиту двигателем верхней ступени PH.

Сравнение эффективности двух предложенных маневров очистки околоземного пространства мусорособирающим КА было проведено, исходя из обеспечения возможной площади собирающей поверхности улавливающего устройства.

### 4.1 Маневр одноразового спуска

Схема маневра следующая. КА принятым способом выводится ракетой-носителем на исходную орбиту высотой 1200 км. Затем разворачивается улавливающее устройство, выполненное в виде сферы и находящееся в сложенном состоянии под обтекателем РН. включается расположенная на борту КА тормозная ДУ и аппарат, выполняя большое количество оборотов по орбите, высота которой постоянно уменьшается, снижается до орбиты высотой 500 км. В процессе спуска КА встречающиеся частицы мелкого космического мусора захватываются УУ и сгорают вместе с ним под действием сил аэродинамического сопротивления, оказавшись в плотных слоях атмосферы. Некоторые пробивают сферу насквозь и оставляют УУ, теряя при этом часть своей энергии. Часть мелкого космического мусора при соударении с улавливающим устройством не проникает внутрь УУ. однако за счет удара также теряет скорость. Позже они попадают в атмосферу Земли и также сгорают в ней.

При выполнении этого маневра площадь собирающей поверхности улавливающего устройства  $F_1$  определялась площадью поверхности сферы, радиус которой  $R_{yy}$  соответствовал предельной массе полезной нагрузки, выводимой КА:

$$F_1 = 4\pi R_{VV}^{2} . (1)$$

Масса полезной нагрузки определялась из уравнения баланса массы КА [6]

$$M_{\Pi H} = M_{KA} - M_{C\Pi Y} - M_{\mathcal{A}} - M_{CA} - - - M_{\mathcal{D}Y} - M_{CX\Pi T} - M_{K} - M_{T},$$
(2)

где  $M_{C\Pi Y}$  — масса системы преобразования и управления;  $M_{\mathcal{A}}$  — масса двигателей;  $M_{CA}$  — масса служебной аппаратуры;  $M_{\Im Y}$  — масса энергоустановки;  $M_{CX\Pi T}$  — масса системы хранения и подачи топлива в ЖРДУ и/или ЭРДУ;  $M_K$  — масса конструкции КА;  $M_T$  — суммарная масса топлива, которая слагается из массы топлива на перевод КА на орбиту 1200 км и торможение до высоты 500 км.

Масса КА для первого варианта его выведения определялась из выражения

$$M = M_0 - M_{T_{\mathcal{K}P\mathcal{I}}} - M_{PE_{cyx}}, \qquad (3)$$

где  $M = M_{KA}$  — масса выводимого космического аппарата;  $M_0$  — грузоподъемность РН на круговой орбите высотой 200 км;  $M_{T_{\mathcal{KPA}}}$  — запас топлива ЖРД, расходуемого на переход с орбиты высотой 200 км на орбиту высотой 1200 км;  $M_{PE_{CUX}}$  — сухая масса РБ. Во втором варианте для определения массы КА на орбите 1200 км использовались справочные данные, приведенные в [7], при предположении, что в идеальном случае масса аппарата равна грузоподъемности РН на высоте 1200 км.

В третьем варианте при использовании ЭРДУ для перевода КА на орбиту высотой 1200 км его масса находилась из выражения

$$M = M_0 - M_{PT} - M_{PE_{cyx}}, \qquad (4)$$

где  $M_{PT_{3PA}}$  — запас рабочего тела ЭРД для перевода КТ с орбиты 200 км на орбиту высотой 1200 км;  $M_{PE_{cyx}}$  — сухая масса разгонного блока, включающая массу конструкции разгонной ЭРДУ и массу системы электропитания.

В четвертом и пятом вариантах с применением ЖРДМТ масса КА рассчитывалась с использованием выражения

$$M = M_0 - M_{T_{\mathcal{W}PJMT}}, \qquad (5)$$

где  $M_{T_{\mathcal{RPДMT}}}$  — запас топлива ЖРДМТ, расходуемого на переход с орбиты высотой 200 км на орбиту высотой 1200 км.

Остальные составляющие уравнения (2) определялись согласно методике, приведенной в [6].

Определение радиуса УУ производилось, исходя из того, что масса полезной нагрузки КА представляет собой сумму массы улавливающего устройства  $M_{yy}$  и массы связанных с ним элементов  $M_{2\pi}$ , т. е.

$$M_{\Pi H} = M_{YY} + M_{\Im \Pi} . \tag{6}$$

Если предположить, что масса  $M_{\mathcal{H}}$  входит в состав массы  $M_{\mathcal{Y}\mathcal{Y}}$  ( $M_{\mathcal{H}} = 0$ ), то в случае задания УУ в виде сферы радиусом  $R_{\mathcal{Y}\mathcal{Y}}$ 

$$M_{\Pi H} = M_{VV} = 4\pi R^2 \delta , \qquad (7)$$

откуда

$$R_{YY} = \sqrt{M_{\Pi H} / 4\pi\delta} , \qquad (8)$$

где δ – плотность оболочки сферы [6].

## 4.2 Циклическое движение КА между высокой и низкой орбитами

При выполнении второго маневра в качестве площади собирающей поверхности улавливающего устройства *F*<sub>2</sub> рассматривалась суммарная площадь поверхности сферы заданного радиуса *R*<sub>VV</sub>, пересекающая пространство между высокой и низкой орбитами:

$$F_2 = 4\pi R_{VV}^2 n \,, \tag{9}$$

где *n* — число циклов при выполнении мусорособирающим КА маневра циклического движения.

### 4.2.1 УУ в составе КА

Как и при выполнении предыдущего маневра, КА с УУ ракетой-носителем выводится на исходную орбиту высотой 1200 км и после разворачивания УУ спускается тормозной ДУ до орбиты высотой 500 км. Опустив аппарат на конечную орбиту, тормозная ДУ отключается и включается разгонная ДУ. КА постепенно переходит на исходную орбиту, после чего разгонная ДУ отключается и включается тормозная. В процессе движения между орбитами УУ как захватывает частицы мелкого космического мусора, так и гасит их скорость. Позже те частицы, которые не были захвачены УУ или потеряли свою скорость, сгорают в атмосфере Земли. Цикл спускподъем и обратно повторяется до выработки топлива ДУ и оканчивается обязательным выходом КА на низкую конечную орбиту, с которой он продолжает пассивное движение до полного окончания своего существования.

Число циклов движения КА определялось по достижению количества остающегося топлива, недостаточного для совершения следующего цикла.

Запас топлива ДУ, необходимый на спуск с высокой исходной орбиты или обратный подъем, рассчитывался по формуле:

$$M_T = \widetilde{M} \cdot \left( 1 - \frac{1}{e^{W/J_{y\partial}}} \right), \tag{10}$$

где  $\widetilde{M} = \widetilde{M}_{KA}$  — масса КА при спуске или при подъеме;  $W = [W_{\mathcal{PPA}}; W_{\mathcal{RPAMT}}]$  — характеристичес-кая скорость перехода с орбиты на орбиту [6];

J<sub>уд</sub> – удельный импульс ЭРД или ЖРДМТ.

В первом цикле движения при спуске на низкую орбиту  $\tilde{M}_{KA}$  — начальная масса KA, включая массу разгонного блока (в случае его использования). При подъеме и в каждом последующем цикле она уменьшалась за счет выработки рабочего тела ЭРДУ или топлива ЖРДМТ. После первого спуска на низкую орбиту РБ отделяется.

Остающийся запас топлива для следующих циклов движения определялся из уравнения баланса массы КА (2) при задании конкретного значения массы полезной нагрузки [7].

#### 4.2.2 Раздельное выведение КА и УУ

В данном случае на орбиту 1200 км вначале выводится УУ, а затем РН такого же типа – КА,

который имеет на своем борту тормозную и разгонную ДУ. Пристыковавшись к УУ, космический аппарат за счет включения тормозной ДУ снижается вместе с ним до орбиты 500 км, захватывая при этом частицы мелкого космического мусора или замедляя их движение, ускоряя тем самым процесс попадания в атмосферу. На этой высоте тормозная ДУ отключается, включается разгонная, и связка КА с УУ снова поднимается до высоты 1200 км, разгонная ДУ отключается, включается тормозная, и процесс очистки повторяется как в случае применения УУ в составе КА.

Масса топлива, необходимого на спуск или подъем связки КА с УУ рассчитывалась по формуле (10) при  $\tilde{M} = \tilde{M}_{\Sigma}$ , где  $\tilde{M}_{\Sigma}$  — суммарная масса КА и УУ при спуске или подъеме, включающая при первом спуске массу РБ (в случае его использования) и уменьшающаяся с каждым последующим спуском на величину выработки рабочего тела ЭРДУ или топлива ЖРДМТ.

Масса КА и УУ определялась в зависимости от способа выведения по формулам (3-5) и с использованием справочных данных [8] при  $M = M_{KA}$  и  $M = M_{yy}$  соответственно.

Запас топлива на борту на КА, использующийся для расчета циклов движения КА с УУ, определялся из уравнения (2) при отсутствии массы полезной нагрузки.

### 4.2.3 Раздельное выведение КА и нескольких УУ

В этом случае на исходную орбиту постепенно выволятся и разворачиваются УУ – сферы одинакового радиуса, который отвечает принятому способу выведения, а потом отдельной РН такого же типа – КА. Аппарат стыкуется с одним из УУ и после включения тормозной ДУ, которая находится на борту КА, снижается вместе с ним до высоты 500 км, захватывая элементы мелкого космического мусора или уменьшая их скорость. На этой высоте тормозная ДУ отключается, УУ отделяется от КА и спустя некоторое время сгорает в плотных слоях атмосферы вместе с мелкими частицами мелкого космического мусора, ранее взаимодействующими с ним. КА за счет работы уже разгонной ДУ, которая также находится на его борту, снова поднимается до исходной орбиты. Там он стыкуется со следующим УУ и снова опускается на низкую орбиту. Процесс спуска-подъема КА со снятием очередного УУ с высокой орбиты продолжается до полной выработки топлива, запас которого на борту КА, как и в предыдущем случае, определялся из уравнения баланса массы КА (2) при отсутствии массы полезной нагрузки.

Запас топлива, необходимый на подъем КА без УУ на исходную орбиту, рассчитывался по фор-

муле (10) при  $\tilde{M} = \tilde{M}_n$ , где  $\tilde{M}_n$  — масса КА (без УУ) при подъеме, уменьшающаяся с каждым разом на величину массы выработанного топлива.

Суммарная площадь собирающей поверхности улавливающего устройства  $F_2$ , пересекающей межорбитальное пространство, рассчитывалась по формуле (9) при  $n = n_c$ , где  $n_c$  — число спусков КА с УУ, определяемое по достижению количества топлива, недостаточного для совершения следующего цикла подъем-спуск.

Запас топлива, необходимый на спуск КА вместе с УУ с орбиты высотой 1200 км на орбиту высотой 500 км, определялся по формуле (10) при  $\tilde{M} = \tilde{M}_c$ , где  $\tilde{M}_c$  – суммарная масса КА и УУ при спуске, включающая при первом спуске массу РБ (в случае его использования) и уменьшающаяся с каждым последующим спуском на величину выработки рабочего тела ЭРДУ или топлива ЖРДМТ.

Запас топлива, необходимый на подъем КА без УУ на исходную орбиту, рассчитывался по формуле (10) при  $\tilde{M} = \tilde{M}_n$ , где  $\tilde{M}_n$  — масса КА (без УУ) при подъеме, уменьшающаяся с каждым разом на величину массы выработанного топлива.

Суммарная площадь собирающей поверхности улавливающего устройства  $F_2$ , пересекающей межорбитальное пространство, рассчитывалась по формуле (9) при  $n = n_c$ , где  $n_c$  — число спусков КА с УУ, определяемое по достижению количества топлива, недостаточного для совершения следующего цикла подъем-спуск.

### 5 Результаты исследований

В табл. 1 для рассмотренных маневров КА на этапе очистки заданного высотного слоя околоземного пространства (маневр 1 — одноразовый спуск, маневр 2 — циклическое движение) и выбранных ракет-носителей различной грузоподъемности [8] представлены радиус улавливающего устройства  $R_{yy}$ , его масса  $M_{yy}$  и площадь собирающей поверхности *F* при доставке на исходную орбиту КА и УУ различными способами.

Как видно из таблицы, эффективность маневров космического аппарата при сборе мелкого космического мусора увеличивается с ростом грузоподъемности РН. Наибольшая эффективность очистки, с точки зрения обеспечения наибольшей площади собирающей поверхности УУ, может быть достигнута при доставке КА на исходную орбиту самой мощной РН способом довыведения с промежуточной орбиты разгонным блоком с ЭРДУ и ее использовании на этапе сбора КМ. Использование РБ с ЭРДУ предусматривается и для отдельного запуска УУ от КА. Однако, как показали исследования, время на выведение КА (УУ) с помощью ЭРДУ достаточно длительное, поэтому с учетом этого фактора имеет смысл применение в качестве ДУ выведения КА и УУ жидкостной ракетной двигательной установки большой тяги.

Для наглядности на рис. 1 приведена площадь собирающей поверхности УУ при выполнении космическим аппаратом маневров одноразового

спуска с орбиты высотой 1200 км на орбиту высотой 500 км и циклического движения между этими орбитами в случае применения на этапах выведения КА и УУ и той, и другой двигательных установок. Предполагалось, что доставка КА и УУ на исходную орбиту осуществляется одной из самых мощных PH «Delta-4H».

Таблица 1 – Основные характеристики УУ мусорособирающих КА

Маневр			Тип РН											
КА	СА Запуск Вариант			Циклон-	3»	«Arian-42L» «				«Зенит-2»			«Delta-4H»	
на этапе	УУ	выведения V л	$M_{yy_{,}}$	R <sub>yy,</sub>	F?10 <sup>-4</sup> ,	$M_{yy_{,}}$	R <sub>yy,</sub>	F?10 <sup>-4</sup> ,	M <sub>yy,</sub>	R <sub>yy,</sub>	F?10 <sup>-4</sup> ,	M <sub>yy,</sub>	R <sub>yy,</sub>	F?10 <sup>-4</sup> ,
очистки		RA Dopugur 1	T 2 95	M 24.00	M <sup>-</sup>	T 5.45	M 47.00	M <sup>-</sup>	T	M	M <sup>-</sup>	T 18.60	M	M <sup>-</sup>
	в	Бариант 1 Вариант 2	2,83	27.00	0,02	2 99	47,00 34.00	0,03	3,77	39.00	0,03	3 79	39,00	0,09
1	составе	Вариант 3	3 46	37.00	0.02	6 56	51,00	0,02	1191	69.00	0,02	22.25	94 00	0,02
-	КА	Вариант 4	2.69	33.00	0.01	5.16	45.00	0.03	9.43	61.00	0.05	17.66	84.00	0.09
		Вариант 5	2.15	29.00	0.01	4.23	41.00	0.02	7.83	56.00	0.04	14.76	77.00	0.08
			, -	- ,	- , -	, -	,	- , -	.,	,	.,.	,	,	.,
		Вариант 1			0,11			0,13			0.15			0,17
	в	Вариант 2			0,09			0,12			0,13			0,13
	составе	Вариант 3	0,49	14,00	0,12	0,49	14,00	0,15	0,49	14,00	0,17	0,49	14,00	0,17
	KA	Вариант 4			0,11			0,14			0,16			0,17
		Вариант 5			0,007			0,007			0,01			0,01
		Bopuour 1			0.24			0.63			1.20			2.50
		Вариант 2			0,24			0,03			0.46			0.49
	отдельный	Вариант 3	3.2	36.00	0.28	6.0	49.00	0.89	10.3	64.00	1 40	19.9	89.00	2,90
	от КА	Вариант 4	- )	,	0.21	- ) -	- ,	0.57	- )-	- ,	1 20	- )-	,	2,50
	ЖРДУ	Вариант 5			0.05			0.09			0.15			0.30
		Dopuour 1			0.10			0.40			0.79			1.12
	отлепьный	Вариант 1			0,19			0,49			0.78			0.36
	от КА	Вариант 3	2.3	30.00	0.24	36	38.00	0,27	42	41.00	0,50	42	41.00	1 20
	двигателями	Вариант 4	2.5	2 0,00	0,19	5,0	20,00	0,45	.,_	,00	0,74	.,_	.1,00	1,08
	PH	Вариант 5			0,03			0,05			1,08			0,11
		Domision 1			0.25			0.60			1.20			266
	от пепт нь гй	Вариант 1			0,23			0,00			1,20			2,00
	от КА	Вариант 3	38	39.00	0.29	7.06	53 00	0,32	12.7	71.00	1 46	199	89.00	2,89
2	ЭРДУ	Вариант 4	5,0	59,00	0,21	,,00	22,00	0,60	12,7	, 1,00	1,20	17,7	07,00	2,43
2		Вариант 5			0,02			0,04			0,06			0,12
		Вариант 1			0.21			0.55			1.15			2 38
	отдельный	Вариант 2			0.08			0.26			0.45			0.48
	от КА	Вариант 3	3,1	35,30	0,27	5,8	48,00	0,67	10,0	63,00	1,35	19,0	87,00	2,76
	ЖРДМТ	Вариант 4			0,21			0,55	-		1,05			2,38
		Вариант 5			0,02			0,03			0,05			0,09
	отдельный	Вариант 1			0.16			0.42			0.87			1.89
	запуск	Вариант 2			0,07			0,24			0,36			0,40
	нескольких	Вариант 3	3,2	36,00	0,20	6,0	49,00	0,48	10,3	64,00	0,98	19,9	89,00	2,09
	УУ	Вариант 4			0,16			0,42			0,87			1,89
	ЖРДУ	Вариант 5			0,03			0,06			0,10			0,20
	отдельный	Вариант 1			0,12			0,33			0,51			0,65
	запуск	Вариант 2			0,06			0,18			0,25			0,25
	нескольких	Вариант 3	2.3	30,00	0,16	3,6	38,00	0,36	4,2	41,00	0,55	4,2	41,00	0,68
	УУ	Вариант 4			0,12			0,31			0,51			0,63
	двигателями	Вариант 5			0,02			0,04			0,06			0,08
	РН	Dopuour 1			0.17			0.46			1.01			2.08
	огдельный	Вариант 1			0,17			0,40			0.38			2,08
	нескольких	Вариант 3	3.8	39.00	0.21	7.06	53.00	0.53	12.7	71.00	1.08	19.9	89.00	2.20
	УУ	Вариант 4	-,-	.,	0,17	.,	,	0,46	,.	,	1,01	,-	.,	1,97
	ЭРДУ	Вариант 5			0,02			0,07			0,13			0,23
	отлепьный	Вариант 1			0.16			0.43			0.85			1.80
	запуск	Вариант ?			0.08			0.23			0.35			0.48
	нескольких	Вариант 3	3,1	35,30	0,19	5,8	48,00	0,19	10,0	63,00	1,00	19,0	87,00	2,00
	уу	Вариант 4			0,14			0,41			0,90			1,80
	ЖРДМТ	Вариант 5			0,03			0,06			0,10			0,19



🗖 ДУ выведения - ЭРДУ 📕 ДУ выведения - ЖРДУ большой тяги

Рис. 1. Площадь собирающей поверхности УУ при двух маневрах КА для сбора мелкого космического мусора, выводимого РН «Delta-4H»

Из рисунка следует, что из двух рассмотренных маневров мусорособирающего КА наиболее эффективным является маневр его циклического движения в заданном высотном слое при отдельном выведении улавливающего устройства, запуск которого на исходную орбиту, как и КА, осуществляется с промежуточной орбиты РБ с ЭРДУ. Использование для выведения КА и УУ жидкостной ракетной двигательной установки приводит к уменьшению собирающей поверхности приблизительно на 13 %.

### Заключение

Анализируя результаты расчетов, полученные при разных маневрах КА для сбора мелкого космического мусора на этапе очистки, можно сделать вывод в пользу выбора маневра циклического движения при отдельном выведении улавливающего устройства. В качестве ДУ выведения КА и УУ в зависимости от характера поставленной задачи предпочтительно использовать ЭРДУ или ЖРДУ, ДУ маневрирования - ЭРДУ. Однако, целесообразность применения раздельного выведения КА и УУ требует детальной проработки с учетом экономических затрат, поскольку раздельное выведение космического аппарата и улавливающего устройства априори дороже выведения УУ в составе КА. Предметом дальнейших исследований может быть рассмотрение и других критериев эффективности.

### Список литературы

- Расчет характеристик космического аппарата для сбора мелкого космического мусора / [Н. М. Дронь, Л. Г. Дубовик, А. И. Кондратьев, П. Г. Хорольский] // Вестник двигателестроения. – 2010. – № 1. – С. 24–28.
- 2. Оценка основных характеристик космических тральщиков, используемых для очистки

околоземного пространства / [Н. М. Дронь, А. И. Кондратьев, П. Г. Хорольский, Л. Г. Дубовик] // Техническая механика. – 2010. – № 2. – С. 87–92.

- Оценка характеристик мусоросборщиков с ЭРД при двух вариантах маневров их выведения на требуемую орбиту / [Н. М. Дронь, Л. Г. Дубовик, А. И. Кондратьев и др.] // Космічна наука і технологія. – 2010. – Т. 16. – № 5. – С. 59–61.
- Дронь Н. М. Эффективность очистки околоземного пространства при раздельном выведении космического тральщика и улавливающего устройства / Н. М. Дронь, П. Г. Хорольский, Л. Г. Дубовик // Сборник докладов научной конференции «Информационные технологии в управлении сложными системами». – Д. : Изд-во «Свидлер А.Л.», 2011. – С. 202–205.
- Дронь Н. М. Эффективность очистки низких орбит космическим тральщиком при использовании нескольких устройств для улавливания космического мусора / Н. М. Дронь, П. Г. Хорольский, Л. Г. Дубовик // Системне проектування та аналіз характеристик аерокосмічної техніки. – Д. : «Пороги», 2011. – Т. XII. – С. 36–45.
- Кондратьев А. И. Методика расчета тяговых и энергомассовых характеристик мусорособирающего космического аппарата с электродвигательной установкой / А. И. Кондратьев, П. Г. Хорольский, Л. Г. Дубовик // Авиационно-космическая техника и технология. – X. : «ХАИ», 2009. – № 10 (67). – С. 82–84.
- Дронь М. М. Оцінка ефективності циклічного руху космічного тральщика між високою й низькою орбітами / М. М. Дронь, П. Г. Хорольський, Л. Г. Дубовик // Проблеми створення, випробування, застосування

та експлуатації складних інформаційних систем : зб. наук. праць. – Житомир : ЖВІ НАУ, 2011. – Вип. 5. – С. 158–165.  Isakowitz S. J. International Reference Guide to Space Launch Systems. Second Edition / S. J. Isakowitz. – Washington : American Institute of Aeronautics and Astronautics, 1991. – 341 p.

Поступила в редакцию 17.09.2012

# Дронь М.М., Хорольський П.Г., Дубовик Л.Г. До вибору маневру сміттєзбирального космічного апарата на етапі очищення навколоземного простору від дрібного космічного сміття

На основі порівняльної оцінки ефективності двох маневрів сміттєзбирального космічного апарата (KA) на етапі очищення навколоземного простору при різних способах доставки на вихідну орбіту апарата і пристрою, що здійснює уловлювання дрібного космічного сміття, видано рекомендації щодо вибору маневру КА й типів рушійних установок виведення та маневрування. За критерій ефективності розглянуто площу збиральної поверхні уловлюваного пристрою, яка перетинає заданий висотний шар космічного простору.

**Ключові слова:** космічне сміття, сміттєзбиральний космічний апарат, уловлювальний пристрій, рушійна установка, ракета-носій.

## Dron N., Horolskyi P., Dubovik L. Selection of maneuver of debris scavenging space vehicle at the stage of clearing near-earth space from small space debris

Based on comparative assessment of efficiency of two maneuvers of debris collecting space vehicle (SV) at the stage of debris removal from near-earth space, with different ways of delivery of vehicle and space debris collecting device into original orbit, the recommendation is given on selection of SV maneuvers and types of propulsion systems orbiting and maneuvering. As a criterion of efficiency the area of collecting surface crossing a preset altitude space layer is considered.

Key words: space debris, debris collector space vehicle, catching device, propulsion system, carrier rocket.

УДК 621.452.3-762.4

### Ю. В. Рублевский, Т. И. Прибора

ГП «Ивченко-Прогресс», г. Запорожье

### ЩЕТОЧНЫЕ УПЛОТНЕНИЯ КАК ЭФФЕКТИВНОЕ СРЕДСТВО УЛУЧШЕНИЯ ПАРАМЕТРОВ АВИАЦИОННЫХ ГТД

Проведен расчетно-экспериментальный анализ по эффективности введения щеточных уплотнений вместо лабиринтных. Выполнена конструктивная проработка применения ЩУ в разгрузочной полости шарикоподшипника компрессора двигателя ТВ3-117ВМА-СБМ1(СБМ1В). Представлены результаты расчета МКЭ по прочностной оценке вариантов диска под щеточное уплотнение.

**Ключевые слова:** авиационный ГТД, лабиринтное уплотнение, величина радиального зазора, щеточные уплотнения, снижение утечек воздуха, условия работы уплотнений, напряженно-деформированное состояние, радиальные перемещения.

### Введение

Создание новых и модификация ранее разработанных авиационных ГТД выдвигают особые требования к повышению их эффективности. Уменьшение непроизволительных утечек возлуха одно из главных направлений решения этой задачи. Снижение утечек может быть достигнуто за счет совершенствования уплотнений. В настоящее время в машиностроении основным видом уплотнений между статорными и роторными элементами являются лабиринты. Утечки через лабиринтное уплотнение зависят от многих факторов, таких как: их конструктивное исполнение, технология изготовления, величина радиального зазора, количество и геометрия гребешков, динамика взаимных перемещений ротора и статора. Ведущие мировые разработчики авиационных и стационарных газотурбинных двигателей затрачивают значительные усилия на разработку, испытания и внедрение более эффективных видов уплотнений, таких как щеточные (ЩУ).

### Постановка проблемы и ее связь с практическими задачами

Щеточные уплотнения представляют собой набор проволочек малого диаметра из сплавов на основе никеля, хрома, кобальта, вольфрама или неметаллических волокон. Проволочки могут располагаться под углом к сопрягаемой поверхности ротора с целью уменьшения трения волокон щеточного уплотнения о роторную деталь.

Для достижения требуемых показателей новых разработок широко используются специальные программы, финансируемые правительством. В рамках выполнения таких программ отрабатывались элементы и узлы новых видов уплотнений. Для создания научно-технического задела проводятся специальные исследования и разработки.

Зарубежные информационные источники говорят об отработке и проверке работоспособности и эффективности новых видов уплотнений на фирмах «Роллс-Ройс», «Дженерал Электрик», Пратт-Уитни, Сименс, Мицубиси, Вестенхауз и ряде других фирм, занимающихся разработкой и эксплуатацией авиационных и стационарных ГТД. Для примера: в 70 ГТД GE работают 205 ЩУ, их суммарная наработка составляет 1,4 млн. часов, а на одном из двигателей GE90 достигнута наработка свыше 40 000часов. В NASA выполнены работы по прямому сравнению расхода воздуха через лабиринтное и щеточное уплотнения на двигателе YT-700[1].

Оценки показывают, что снижение утечек воздуха в газотурбинном двигателе на 1 % сокращает величину удельного расхода топлива на 0 %. На основании статистических данных 2004 года это могло бы обеспечить только американским авиационным компаниям экономию около 200 миллионов литров топлива в год. А годовая экономия во всем мире составила бы более миллиарда литров горючего [2].

### Цель работы

Для повышения параметров авиационного ГТД выполнить конструкторскую проработку применения ЩУ в разгрузочной полости шарикоподшипника компрессора двигателя ТВ3-117ВМА-СБМ1(СБМ1В).

Расчетно-экспериментальный анализ работоспособности модифицированной конструкции. Оценка эффективности применения ЩУ.

#### Содержание и результаты исследований

На ГП «Ивченко-Прогресс» накоплен значи-

© Ю. В. Рублевский, Т. И. Прибора, 2013

тельный опыт проведения работ по отработке конструкции и технологии изготовления ЩУ. Разработана методика проверок расходных характеристик и работоспособности различных вариантов ЩУ.

В ходе проведения комплекса испытаний на специально изготовленных установках были определены расходные характеристики различных вариантов щеточных уплотнений, сравнение расходных характеристик щеточных и лабиринтных уплотнений, а также влияние эксплуатационных факторов на их расходные характеристики.

Результаты данных работ позволили перейти к внедрению ЩУ в конструкцию авиационных и стационарных турбин.

На экспериментальном авиационном двигателе была выполнена работа по прямому сравнению эффективности системы лабиринтных и щеточных уплотнений в системе компенсации осевого усилия (КОУ) турбины винтовентилятора.

С целью оценки эффективности исследуемых ЩУ выполнялась специальная препарировка.

Выполненные работы показали, что данная система ЩУ по эффективности эквивалентна двойному ступенчатому лабиринтному уплотнению с 9-тью гребешками.

В настоящее время продолжаются работы по введению ЩУ в конструктивный профиль экспериментального авиационного двигателя. На базе выполненных работ выполнен комплекс расчетных исследований по улучшению эксплуатационных характеристик турбины наземного применения за счет внедрения ЩУ. Задача заключалась в том, чтобы с минимальными переделками при сохранении исходной конструкции обеспечить возможность установки ЩУ в турбине энергопривода на базе авиационного ГТД.

При применении ЩУ расход воздуха через уплотнения разгрузочной полости уменьшается на 0,5 %, при этом температура газа на входе в ТВД снижается на 4 °С, а ресурс рабочей лопатки ТВД может быть увеличен на 3000 ч.

По результатам расчетных исследований выпущена конструкторская документация и изготовлены экспериментальные образцы для проверки эффективности мероприятий на энергоприводе АИ-336-6,3 для газоперекачивающих агрегатов или электростанций.

Расчетно-экспериментальные исследования ЩУ разработки ГП «Ивченко-Прогресс» полностью подтверждены в ходе специальных экспериментальных стендовых испытаний в составе энергопривода АИ-336-6,3 (рис. 1).

В настоящее время ЩУ в свободной турбине направлены в подконтрольную эксплуатацию в составе энергопривода АИ-336-6,3.

Используя свой опыт по применению ЩУ на ГП «Ивченко-Прогресс» разработаны варианты



**Рис. 1.** Общий вид ЩУ до выполнения экспериментальных испытаний на изделии АИ-336-6,3

конструкции компрессора двигателя ТВ3-117ВМА-СБМ1 со ЩУ в разгрузочной полости шарикоподшипника. Выполнен расчетно-экспериментальный анализ работоспособности модифицированной конструкции.

Рассматриваемая в расчете конструкция ротора компрессора соответствует рабочим чертежам. Расчет выполнен в 2-D постановке, в расчете учитываются следующие нагрузки: давление в полостях; осевые силы; центробежная сила от лопаток; температура. Температурное поле определено методом конечных элементов на условия взлетного режима.

Результаты расчета представлены в виде картин распределения радиальных перемещений. На рис. 2 показаны распределения радиальных перемещений исходного профиля лабиринтного диска и варианта **A** лабиринтного диска. Главное внимание при анализе работы лабиринтного диска оказывали разнице радиальных перемещений в ободной части.

Выполнена проработка нового профиля лабиринтного диска. Если все предыдущие варианты выполнялись доработкой существующего диска, то в новом варианте рассмотрен профиль лабиринтного диска без привязки к предыдущему профилю. Преимущества представленного профиля лабиринтного диска: минимальный вес, кроме того ободная часть в поле центробежных сил имеет минимальную разницу радиального перемещения левой и правой частей, что обеспечивает оптимальную работу ЩУ (рис. 3).

Предлагаемый для внедрения вариант конструкции компрессора со ЩУ представлен на рис. 4.

Применение ЩУ в разгрузочной полости шарикоподшипника компрессора двигателя ТВЗ-117ВМА-СБМ1 снижает непроизводительные утечки на 1,5 %. Таким образом данное мероприятие позволяет значительно уменьшить перетекания воздуха, увеличить надежность и эффективность двигателя при одновременном увеличении экономичности.

Внедрение ЩУ за компрессором двигателя ТВ3-117ВМА-СБМ1 позволяет:

- сэкономить материал, необходимый для изготовления лабиринтного диска;



Рис. 2. Радиальные перемещения лабиринтного диска, исходного и доработанного

- снизить затраты на проведение предъявительских и приемо-сдаточных испытаний двигателя за счет уменьшение расхода топлива;

- увеличить грузоподъемность самолета Ан-140 за счет уменьшения расхода топлива и массы конструкции двигателя.

### Заключение

Для повышения параметров авиационных ГТД необходимо ускорять внедрение новых прогрессивных конструкторско-технологических решений, таких как щеточные уплотнения.

Применение новых видов уплотнений является одним из эффективных путей сбережения энергоресурсов, что особенно актуально в настоящее время для обеспечения экономической безопасности страны.



Рис. 3. Радиальные перемещения лабиринтного диска нового профиля



Рис. 4. Лабиринтные и ЩУ в компрессоре двигателя ТВ3-117ВМА-СБМ1(СБМ1В)

### Список литературы

- Hendricks R. C. Relative performance comparison between baseline labyrinth and dual-brush compressor discharge seals in a YT-700 engine test / [R. C. Hendricks, T. A. Griffin, T. R. Kline etc.] // NASA technical memorandum 106360, 1994. –23 p.
- Sealing in turbomachinery / [R. E. Chupp, R. C. Hendricks, S. B. Lattime, B. M. Steinetz] // NASA (Glen Research Center, Cleveland, Ohio) /TM (Timken Company, North Canton, Ohio), August 2006.

Поступила в редакцию 20.09.2012

### Рублєвський Ю.В., Прибора Т.І. Щіткові ущільнення як ефективний засіб поліпшення параметрів авіаційних ГТД

Проведено розрахунково-експериментальний аналіз по ефективності введення щіткових ущільнень замість лабіринтових. Виконано конструктивне пророблення застосування ЩУ в розвантажувальній порожнині шарикопідшипника компресора двигуна ТВЗ-117ВМА-СБМ1(СБМ1У). Представлено результати розрахунку МКЕ по оцінці міцності варіантів диска під щіткове ущільнення.

**Ключові слова:** авіаційний ГТД, лабіринтове ущільнення, величина радіального зазору, щіткові ущільнення, зниження витоків повітря, умови роботи ущільнень, напружено-деформований стан, радіальні переміщення.

## Rublevsky Yu., Pribora T. Brush seals as effective means of improvement of gas-turbine aeroengines performance

The design and experimental analysis of efficiency of introduction of brush seals in place of labyrinth seals was conducted. A design study was performed with brush seals applied to a pressure balance chamber of compressor roller bearing of TV3-117VMA-SBM1 (SBM1V) engine. The results of FEM calculations related to strength assessment of disc variants for a brush seal are presented.

Key words: aero gas-turbine engine, labyrinth seal, radial clearance value, brush seals, reduction of air leakages, seals operating conditions, stress-strain behavior, radial displacement.

### УДК 629.7.03.035.5

### Д-р техн. наук Р. С. Турманидзе, В. А. Шилакадзе, Т. С. Апциаури

Грузинский технический университет, г. Тбилиси, Грузия

## ИССЛЕДОВАНИЕ ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ ВЕТРОВЫХ ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ ПУТЕМ ПРИМЕНЕНИЯ ВОЗДУШНЫХ ВИНТОВ С ВОЗМОЖНОСТЬЮ ИЗМЕНЕНИЯ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ В ДИНАМИКЕ

Представлены результаты исследования действующей модели воздушных винтов с изменяемыми геометрическими параметрами в динамике. На основе аэродинамических и экономических расчетов доказано эффективность использования роторов таких конструкций для мощных, ветровых станций. Дается анализ разных конструкций и методика подбора той или иной конструкций для разных условий эксплуатаций ветроустановок в широком диапазоне изменения скорости ветра.

**Ключевые слова:** воздушный винт, винт фиксированного шага, винт изменяемой геометрии, ветроустановка, крутка лопастей.

Известно, что со дня существования воздушных винтов остро стоит проблема создания конструкции воздушных винтов с возможностью изменения основных геометрических параметров в динамике. Это обусловлено тем, что винты фиксированного шага (ВФШ) не являются оптимальными для всех этапов эксплуатации агрегатов разного назначения. Решение этой проблемы возможно только лишь применением винта изменяемой геометрии (ВИГ), благодаря возможности одновременного изменения диаметра винта, а также угла установки и крутки лопастей в динамике.

Например, для авиации использование ВИГ дает возможность особенно эффективной оптимизации полета самолетов вертикального взлета и посадки (СВВП), обеспечением максимального диаметра и минимальной крутки в режиме висения, и наоборот, минимального диаметра и максимальной крутки при горизонтальном полете.

Для ветроэнергетических установок, особенно с большими мощностями, использование ВИГ даст возможность расширить диапазон максимальных значений КПД установки при изменении скорости ветра в большом диапазоне от 3 до 20...22 м/с, а также обеспечить работоспособность установки при тех высоких скоростях ветра (22...35 м/с), при которых существующие установки работать не в состоянии. Эта проблема особенно актуальна стала после известной катастрофы в Фукусиме (Япония), в результате которой все ведущие страны мира стараются максимально заменить долю атомной энергии другими видами в общем энергетическом балансе страны. На сегодняшний день, для этой цели более эффективный метод, чем ветро-

© Р. С. Турманидзе, В. А. Шилакадзе, Т. С. Апциаури, 2013

энергетика по экономическим и экологическим критериям, а также потенциально возможным осваиваемым объемом энергий к сожалению, не существует.

Проведенные предварительные аэродинамические и экономические расчеты доказывают, что в результате использования таких конструкций можно увеличить годовой объем выработки каждой ветростанции минимум на 100 %.

Несмотря на множество работ известных фирм и ученых разных стран, проблема ВИГ еще не решена. Существуют патенты, не нашедшие реального воплощения, главным образом из-за сложности и недостаточной надежности технических решений.

Следует учесть, что все эти фирмы занимались изменением какого-либо одного параметра, например, фирма «Сикорский» занималась изменением только диаметра винта, а корпорация «Боинг» — изменением только крутки лопастей.

Грузинский технический университет (ГТУ) предложил сочетание изменения диаметра и крутки во время полета.

По линии международного научно-технического центра (МНТЦ) группа специалистов ГТУ работала над проектом G-060-2 «Винт изменяемой геометрии (ВИГ) и средства его управления (узлы, приводящие в действие)».

Первоначально на этапе анализа, на основе расчленения объекта исследования был спроектирован и изготовлен макет винта с изменяемым диаметром, потом макет винта с изменяемой круткой лопастей. После лабораторных испытаний их основных узлов на этапе синтеза был создан винт с одновременно изменяемыми диаметром и круткой лопастей, а также стенд для его испытания [3].

Проведенные стендовые испытания модели ВИГ показали, что при высоких числах оборотов возникают значительные центробежные силы, действующие на ходовой винт. Ходовой винт самый нагруженный элемент конструкции несущего винта и является слабым звеном. Снижение вредного воздействия этих сил и стало весьма актуальной проблемой. Соответственно по линии МНТЦ группа специалистов ГТУ работала над проектом G-916 «Управляемый винт изменяемой геометрии с компенсацией действия центробежных сил». Коллабораторами были Жан Жакк Филипп старший научный сотрудник, почетный советник научного центра Франции «ОНЕРА», занимающегося исследованиями и разработками вертолетов и СВВП, и господин Лео Дадоне.

Целью проекта G-916 была разработка системы компенсации центробежных сил. Технический подход состоял в проведении модельного эксперимента, в котором стенд стационарно закреплен на месте. При вращении винта в режиме вентилятора были осуществлены измерения тяги в зависимости от изменения частоты вращения и диаметра винта. Это имитирует условия режима висения летательного аппарата. Из возможных принципов компенсации (механического, электрического, гидравлического) был выбран гидравлический, как наиболее гибкий в управлении [2, 4].

На конструкцию этого варианта ВИГ получен Европатент Application No/Patent No 08737551.5-2422 PCT/IB2008001041. В настоящее время патентуется в США. Все финансовые расходы патентования взял на себя Евросоюз.

Безопасность динамических испытаний ВИГ была обеспечена безотказностью узлов ВИГ с системой компенсации. Для оценки безотказности был сконструирован и изготовлен стенд статических испытаний, на котором были экспериментально имитированы нагрузки, действующие при различных частотах вращения винта. Были определены линии упругости лопасти в зависимости от имитируемых частот вращения при сдвинутой и раздвинутой лопасти, а также зависимости усилий на рычаге управления стендом от имитируемых частот вращения.

Эксперименты, на стенде динамических испытаний, были проведены методом замера скорости воздушного потока крыльчатым анемометром, который для данной задачи характеризовался достаточной повторяемостью результатов измерений.

Установлено, что в случае увеличения диаметра винта в 1,4 раза и изменения крутки лопасти в пределах 16...18 ° обеспечивается повышение силы тяги примерно, в 1,6 раза.

Эффективность системы компенсации доказана многократным безотказным сдвижениемраздвижением лопасти винта во всем диапазоне изменения частот вращения. Это обусловило синхронность функционирования ВИГ.

Результаты работ по обоим проектам доложены и одобрены на авторитетных международных научно-технических конференциях, запатентованы и опубликованы в научных статьях. В Грузии и Румынии издана монография на русском и английском языках.

Коллабораторами проектов было предложено, что для дальнейшего увеличения эффективности использования ВИГ, особенно для маленьких самолетов, целесообразно упрощение механизма изменения диаметра и увеличение диапазона изменения крутки лопастей до 30...35 °.

Исполнителями проекта было предложено несколько конструктивных вариантов для решения этой задачи. МНТЦ на основании поддержки коллабораторов профинансировал это предложение.

Из предложенных конструктивных вариантов на основе консультации с коллабораторами, а также с другими компетентными специалистами, работающими в области авиации, был выбран более оптимальный и в условиях Грузии наиболее реализуемый вариант. Сущность этого варианта заключается в том, что втулка и лопасти освобождены от всяких лишних деталей и узлов и остался только трос, концы которого закреплены на движущихся частях лопастей. Сама лопасть, с целью свободного осуществления крутки, состоит из гибких элементов, которые закреплены между нервюрами (рис. 1).

При увеличении оборотов воздушного винта, за счет возникших центробежных сил, движущиеся части лопастей раздвигаются и диаметр винта увеличивается. Для уменьшения диаметра, поршень и шток гидроцилиндра перемещаются в нужном направлении и с помощью тросов диаметр винта уменьшается.

При увеличении или уменьшении диаметра с помощью специальных механизмов каждая нервюра, в каждый момент, занимает заранее расчитанное угловое положение вокруг неподвижного лонжерона, чем обеспечивается максимальная крутка лопастей при минимальном диаметре и наоборот, минимальная крутка при максимальном диаметре винта. Этими же механизмами крутки сохраняется стабильность формы лопастей при вращении винта т.е. при действии на лопасти значительных центробежных и подъемных сил.

Проведен подробный анализ существующих литературных данных, осуществлены необходимые аэродинамические и прочностные расчеты, составлены технологические карты изготовления всех ответственных деталей, параллельно были





Рис. 1. Стенд динамических испытаний



Рис. 2. Лопасть с гибкими элементами и нервюра





Анемометр крыльчатый АСО-3

Рис. 3. Схема установки для измерения тяги винта на стенде путем замера скоростей с помощью анемометров: 1 – стенд ВИГ, 2 – анемометры, 3 – рама для установки анемометров

изготовлены детали и узлы, осуществлена модернизация стендов для статических и динамических исследований соответственно новой конструкции винта, проведены предварительные испытания лопастей на стенде статических испытаний и подготовлен стенд динамических испытаний для проведения подробных экспериментов (рис. 2). По разработанной методике в предыдущем проекте измерены скорость воздушных потоков в разных сечениях лопастей по схеме, показанной на рис. 3, и с помощью известных зависимостей определены характер распределения подъемных сил вдоль лопастей при разных диаметрах ротора и величины крутки лопастей (рис. 4 и 5).





Изучены также влияние угла установки лопасти на величину и характер распределения подъемной силы вдоль лопасти. Результаты некоторых экспериментов представлены на рис. 6–9.

Подготовлен рекламный ролик, показывающий последовательность процесса сборки отдельных ответственных узлов, а также принцип их работы, как в анимационном режиме, так и на реальной конструкции ротора и стенда для динамических испытаний.

Разработаны несколько вариантов конструкции роторов для ветровых станций, которые находятся на стадии патентования.

#### Заключение

1. Разработанная конструкция ротора с гибкими элементами позволяет регулировать крутку лопастей в заданном диапазоне до 28 °. Она дает возможность произвести крутку лопастей практически по всей длине лопасти при соблю-



**Рис. 6.** График зависимости тяги ВИГ от изменения крутки лопастей для минимального диаметра  $D_{\min}$  винта, частоты вращения n = 300 об/мин и угла установки  $\varphi = 5$  °



Рис. 5. Схема зависимости тяги ВИГ от частоты вращения винта для случая угла установки лопасти  $\varphi_{0.75}$  =15 °

дении оптимальных размеров гибких элементов.

2. Существует зависимость тяги от изменения крутки лопастей ВИГ, которая дает возможность установить оптимальное значение крутки для получения нужной подъемной силы.

3. Использование роторов новой конструкции на самолетах СВВП может увеличить грузоподьемность примерно 1,6 раза или заметно увеличить дальность полета за счет уменьшения расхода топлива. Среднее приблизительное значение коэффициента увеличения дальности равняется 1,4, а конкретное значение будет определяться в каждом конкретном случае в зависимости от режимов полета.

4. Разработаны варианты конструкций роторов для ветроустановок и проведены предварительные аэродинамические и экономические расчеты, которые доказывают существенную эффективность использования таких конструкций в ветроэнергетике.



**Рис.** 7. График зависимости тяги ВИГ от изменения крутки лопастей для максимального диаметра  $D_{\rm max}$  винта, частоте вращения n = 200 об/ мин и угла установки  $\varphi = 5$ °

- 21 -



Рис. 8. График зависимости тяги ВИГ от частоты вращения винта, для минимального диаметра

### Список литературы

- 1. Calculated Investigations of Fields of Inductive Velocities Behind the Rotor on Aerodynamic Characteristics of the Antitorque Rotor at Small Flight Speeds at Lateral Wind / [V. Animitsa, V. Golovin, M. Krainov etc.] // TSAGI. Moscow : the 4th Forum of the Russian Helicopter Society. February, 2004.
- Turmanidze R. Increase of Flight and Technical Characteristics of Flying Vehicles By Means of Application of the Variable Geometry Rotor / R. Turmanidze, L. Dadone, G. Sanadze : materials of the 5<sup>th</sup> Forum of the Russian Helicopter Society. Moscow, 2002. – P. VI39–VI48.
- 3. Turmanidze R. Demaret, investigation,



Рис. 9. График зависимости тяги ВИГ от частоты вращения винта, для максимального диаметра

development and tests results of the variable geometry rotor : 33 rd European rotorcraft forum. – Kazan, 10–14 September 2007, 11 p.

- Dadone L. Proprotor Design Issues for High Speed Tiltrotors. Boeing Defense & Space Group, Helicopter Division / Dadone L., Liu J., Acree C.: NASA Ames research center. Presented at the 50 th annual forum of the American helicopter society, Washington, DC, May 1994. – 21 p.
- Hybrid Feed forward-Feedback Control for Active Helicopter Vibration Suppression / [J. C. Walchko, J. Kim, K. W. Wang, E. C. Smith] // The Pennsylvania state university, University Park, PA 16802 : AHS Forum Penn State Papers May 1–3, 2007.

Поступила в редакцию 10.09.2012

Турманідзе Р.С., Шилакадзе В.О., Апциаурі Т.С. Дослідження підвищення ефективності вітрових електростанцій шляхом застосування повітряних гвинтів з можливістю зміни геометричних параметрів в динаміці

Представлено результати дослідження діючої моделі повітряних гвинтів із змінними геометричними параметрами в динаміці. На основі аеродинамічних і економічних розрахунків доведено ефективність використання роторів таких конструкцій для потужних, вітрових станцій. Дається аналіз різних конструкцій і методика підбору тієї чи іншої конструкцій для різних умов експлуатації вітроустановок в широкому діапазоні зміни швидкості вітру.

**Ключові слова:** повітряний гвинт, гвинт фіксованого кроку, гвинт змінюваної геометрії, вітроустановка, крутка лопатей.

### Turmanidze, Shilakadze V., Aptsiauri T. Investigation of increase of efficiency of wind powered stations by means of propellers enabling variation of geometric parameters in dynamic conditions

The results of investigation of effective model of propellers with variable geometry parameters in dynamic conditions are presented. Aerodynamic design and economic calculations proved efficiency of such designs for powerful wind stations. Analysis is given of various designs and methods of selection of any design for various operating conditions of wind turbines in a wide range of varying wind speed.

Key words: propeller, fixed pitch propeller, variable geometry propeller, wind turbine, blade twist.

### УДК 621.1.018

### Д-р техн. наук С. В. Ершов<sup>1</sup>, С. Б. Резник<sup>2</sup>, С. А. Хомылев<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Институт проблем машиностроения им. А. Н. Подгорного НАН Украины, г. Харьков <sup>2</sup>ГП «Ивченко-Прогресс», г. Запорожье

### К ОЦЕНКЕ КПД ПРОТОЧНЫХ ЧАСТЕЙ ТУРБИН

Рассмотрен вопрос оценки КПД проточных частей турбин в случае существенной поперечной неравномерности полных параметров и интенсивного перемешивания в трехмерном потоке. Отмечено, что использование стандартных методик оценки КПД по срабатываемому и располагаемому теплоперепадам может приводить к значительным ошибкам, источником которых являются погрешности осреднения при нахождении адиабатических параметров. Рассмотрены методики определения КПД по росту энтропии в проточной части, которые лишены указанного недостатка.

**Ключевые слова:** КПД, потери, турбины, проточная часть, трехмерный поток, входная неравномерность.

### Введение

шением:

При разработке проточных частей современных турбомашин широко применяются методы вычислительной газодинамики и построенные на их основе решатели уравнений газовой динамики. Использование вычислительного эксперимента на сегодняшний день является обязательным элементом процесса проектирования и позволяет существенно экономить финансовые и людские ресурсы.

Поиск рациональной конструкции, как правило, осуществляется вариантными расчетами и сравнением рассматриваемых модификаций по их эффективности. Для оценки эффективности используются значения КПД проточной части (ступени, решетки)  $\eta$  и потерь кинетической энергии  $\zeta$ , обычно связанных между собой соотно-

$$\zeta = 1 - \eta \,, \tag{1}$$

Существуют различные определения КПД проточной части [1—3 и др.], применение которых обуславливается спецификой конструкций. Общими особенностями этих определений, в большинстве случаев, являются предположение о квазиодномерности течения и использование адиабатических (т. е. изоэнтропических) параметров рабочего тела.

Трехмерность реального потока в проточных частях турбомашин может проявляться в существенной неравномерности газодинамических параметров как в радиальном, так и в окружном направлениях. Применение квазиодномерных формул в этом случае допустимо только при адекватном осреднении параметров потока. Существуют различные способы осреднения [4, 5 и др.], все они приводят к различным результатам, и осредненные параметры могут оказаться несогласованными друг с другом. Считается, что осреднение энтальпии по расходу является необходимым при расчете потерь [6], так как в этом случае в контрольных сечениях входа и выхода сравниваются потоки энергии.

Течения в турбомашинах характеризуются перемешиванием в поперечных направлениях, что вызвано, в частности, вторичными течениями. Существование вторичных вихрей приводит к тому, что частица жидкости, находящаяся на входе в проточную часть в приторцевом пограничном слое, на выходе может оказаться в ядре потока и наоборот. Неравномерность потока способствует интенсификации перемешивания. Нахождение адиабатических величин в таком случае затруднено. Неправильное осреднение параметров в контрольных сечениях входа и выхода может привести к ошибкам: согласно расчету коэффициент потерь будет отрицательным, а КПД превысит 1. Поэтому правильно рассчитать потери с помощью стандартных подходов для реальных трехмерных потоков не всегда оказывается возможным, что в свою очередь усложняет сравнение различных модификаций проточной части для выбора рациональной конструкции. В настоящей статье рассматриваются возможности относительно простого преодоления описанных выше трудностей. Для определенности обсуждаются методики расчета потерь в турбинных проточных частях. Применение данных подходов к компрессорным лопаточным аппаратам не вызывает сложностей.

### Модели расчета КПД и коэффициента потерь

Для оценки эффективности проточной части турбины обычно используется относительный внутренний (в зарубежной литературе – адиабатический) КПД, который может быть записан

© С. В. Ершов, С. Б. Резник, С. А. Хомылев, 2013

следующим образом [1, 2]:

$$\eta = \frac{H}{H_{\rm T}} = \frac{\bar{i_0}^* - \bar{i_1}}{\bar{i_0}^* - \bar{i_1}_{ad}},$$

где  $i_0^*$  — полная энтальпия на входе в проточную часть (ступень, решетку);  $i_1$  и  $i_{1ad}$  — статическая и адиабатическая энтальпия на выходе проточной части (ступени, решетки); *H* и  $H_m$  использованный и располагаемый теплоперепады. Надчерк означает осреднение по поперечному сечению проточной части. Потери кинетической энергии согласно уравнению (1) в этом случае могут быть оценены как:

$$\zeta = \frac{\overline{i_1} - \overline{i_1}_{a\partial}}{\overline{i_0}^* - \overline{i_1}_{a\partial}}.$$
 (2)

Приведенная на рис. 1 *i*-*S* диаграмма процесса наглядно иллюстрирует эти определения.



Рис. 1. *i-S* диаграмма процесса расширения в проточной части турбины

На практике, как уже отмечалось, величины  $\bar{i}_0^*$ ,  $\bar{i}_1$  и  $\bar{i}_{1a\partial}$  определяются осреднением по сечениям входа и выхода с использованием расхода как весовой функции. Например:

$$\bar{i}_1 = \frac{1}{G_1} \int_{A_1} i_1 dG$$
, (3)

где  $G_1$  – расход через сечение  $A_1$ ;  $i_1 = \frac{\gamma}{\gamma - 1} \frac{p_1}{\rho_1}$  –

локальное значение энтальпии;  $p_1$  и  $\rho_1$  — локальные значения давления и плотности на выходе. Адиабатическая энтальпия может быть рассчитана аналогично:

$$\bar{i}_{1a\partial} = \frac{1}{G_1} \int_{A_1} i_{1a\partial} dG , \qquad (4)$$

где локальная адиабатическая энтальпия определена следующим образом:

$$i_{1a\partial} = i_0 \left(\frac{p_1}{p_0}\right)^{\frac{\gamma-1}{\gamma}},$$

и  $i_0$ ,  $p_0$  — локальные значения энтальпии и давления на входе в проточную часть. Для неравномерно распределенных параметров на входе эти величины должны быть взяты с той же линии тока, что и параметры на выходе. Так как реализовать это сложно, а иногда и невозможно (если на границе выхода возвратное течение), то на практике обычно рассматривают осесимметричные поверхности тока, которые определены таким образом, что между двумя поверхностями тока для всех поперечных сечений вдоль оси турбомашины расход постоянный.

Такая модель расчета потерь, которую в дальнейшем будем называть моделью 1, реализована в программном комплексе F[7]. Необходимо отметить, что и в комплексе программ FlowER [8] потери рассчитываются подобным способом с тем отличием, что не учитывается или неправильно учитывается возможность отрицательных значений dG (в отрывных зонах) в уравнениях типа (3, 4) и при определении осесимметричных поверхностей тока для расчета адиабатических значений энтальпии.

В качестве альтернативного способа расчета потерь, который отличается от предыдущего только порядком осреднения, можно предложить рассчитывать адиабатическую энтальпию в сечении выхода по средним значениям энтальпии на входе и давления на входе и выходе:

$$\bar{i}_{1a\partial} = \bar{i}_0 \left(\frac{\bar{p}_1}{\bar{p}_0}\right)^{\frac{\gamma-1}{\gamma}}.$$

Величины  $\overline{p}_1$ ,  $\overline{p}_0$  и  $\overline{i}_0$  рассчитываются по формулам типа (3). Такую процедуру расчета потерь в дальнейшем будем называть моделью потерь 2.

Дентон [3] предложил исключить из формул для потерь адиабатические значения и рассчитывать потери по росту энтропии в проточной части. Тогда, энтропийный коэффициент потерь имеет вид:

$$\zeta = \frac{\overline{T_1}\Delta S}{\overline{i_0}^* - \overline{i_1}},\tag{5}$$

где  $\overline{T_1}$  – температура на выходе. Из первого начала термодинамики следует, что на изобаре di = TdS. Поэтому числитель в уравнении (5)

- 24 -

приближенно определяет разность энтальпий  $\vec{i}_1 - \vec{i}_{1a\partial}$  на изобаре  $p_1 = \text{const}$ , а знаменатель — использованный теплоперепад (рис. 1).

У определения потерь (5) — два очевидных недостатка. Во-первых, так как в знаменателе находится использованный теплоперепад, то для такого определения несправедлива простая и удобная связь (1) между КПД и коэффициентом потерь. Исправить это легко, переписав уравнение (5) как:

$$\zeta = \frac{T_1 \Delta S}{\overline{i_0^* - \overline{i_1} + \overline{T_1} \Delta S}}.$$
 (6)

Во-вторых, приближенная запись вместо интеграла в числителе вносит хоть и не большую, но, все же, заметную погрешность. Тем не менее, энтропийный коэффициент потерь в таком виде широко используется, так как он позволяет непосредственно оценить эффективность проточной части.

В то же время энтропийный коэффициент потерь можно определить, используя уравнения (2) и (5), следующим образом:

$$\zeta = \frac{\int_{1'}^{1} \overline{T} \, dS}{\overline{i}_{0}^{*} - \overline{i}_{1} + \int_{1'}^{1} \overline{T} \, dS} \,. \tag{7}$$

Интеграл в уравнении (7) преобразуется к виду:

$$\int_{l'}^{1} \overline{T} dS = \int_{l'}^{1} \frac{\overline{\rho}^{\gamma-1}}{\gamma-1} ds,$$

где  $s = p / \rho^{\gamma}$  – энтропийная функция.

В дальнейшем расчет потерь и соответственно КПД с помощью формул (6) и (7) будем называть моделями 3 и 3а соответственно.

Модель потерь За неудобна тем, что для вычисления КПД требуется проводить интегрирование по изобаре давления  $p_1$  на выходе проточной части. В то же время, очевидно, что положительность коэффициента потерь можно гарантировать обеспечением условия  $i_{1ad} < i_1$ . Для того, чтобы это условие всегда выполнялось, адиабатическая энтальпия должна быть связана с ростом энтропии в проточной части, например, следующим образом:

$$\bar{i}_{1a\partial} = \bar{i}_{1} \left( \frac{\bar{s}_{0}}{\bar{s}_{1}} \right)^{\frac{1}{\gamma}}, \tag{8}$$

.

где  $\bar{s}_0$  и  $\bar{s}_1$  осредненные по расходу значения энтропийной функции на входе и выходе проточной части. Расчет потерь и КПД с привлечением уравнения (8) будем называть моделью 4. Модели потерь 2, 3, 4 также реализованы в комплексе программ *F*.

### Сравнение моделей потерь

Выбор наиболее подходящей модели потерь необходимо осуществлять с помощью теоретического анализа и проверки адекватности результатов, базируясь на данных экспериментов, численных или физических. Сопоставление коэффициентов потерь, посчитанных на основании расчетных и экспериментальных данных по рассмотренным моделям потерь, в данном случае бесполезно, так как будет зависеть только от качества расчета и эксперимента, но не от свойств используемой модели потерь. Это объясняется тем, что при обработке экспериментальных данных значения коэффициента потерь и КПД в такой же степени, как и для численных данных, будут зависеть от способа осреднения параметров в контрольных сечениях проточной части при определении адиабатической энтальпии.

Простейший анализ формул показывает, что для постоянных распределений параметров в контрольных сечениях  $A_0$  и  $A_1$  модели потерь 1, 2, 3 и 4 эквивалентны, так как отличаются только способом осреднения параметров в контрольных сечениях. В реальности поток в турбомашине характеризуется окружной и радиальной неравномерностью и результаты, полученные по различным моделям потерь, будут отличаться. Модели потерь 3 и 3а близки между собой и должны давать похожие результаты. Различия будут увеличиваться при росте  $\Delta S$ , например, в многоступенчатых турбомашинах и/или на нерасчетных режимах.

Из системы уравнений Навье-Стокса, записанной в интегральной форме, следует, что осредненная по расходу энтропия (или энтропийная функция) будет непрерывно возрастать от сечения входа к сечению выхода. Модели потерь 3, За и 4 используют сравнение значений энтропии (или энтропийной функции) в контрольных сечениях для обеспечения положительности потерь. Это, в свою очередь, гарантирует, что КПД не будет превышать 1. В моделях 1 и 2 такое свойство энтропии не используется и, теоретически, как КПД, так и коэффициент потерь могут принимать не физические значения. Кроме того, учитывая тот факт, что интеграл в уравнении (7) модели За определяет разность энтальпий  $\overline{i}_1 - \overline{i}_{1a\partial}$  по значениям энтропии  $S_0$  и  $S_1$ , имеются все основания предположить, что модели 3а и 4 должны быть эквивалентными.

Анализ большого количества проведенных трехмерных расчетов показывает, что для течений с постоянными или слабо меняющимися параметрами в поперечном направлении все приведенные выше способы определения коэффициента потерь и КПД действительно являются адекватными и могут использоваться для сравнительных оценок эффективности проточных частей. В то же время оказалось, что при большой входной неравномерности полных параметров модели потерь 1 и 2 могут давать не только количественно, но и качественно неверные результаты, в частности, отрицательные значения коэффициента потерь.

В качестве примера рассмотрим проточную часть экспериментальной турбины низкого давления (ТНД), схематически показанной на рис. 2. Турбина включает в себя семь венцов, нечетные являются неподвижными направляющими аппаратами, а четные — рабочими колесами. На входе в турбину расположен криволинейный диффузорный канал, а первый сопловой аппарат турбины имеет значительное меридиональное раскрытие проточной части и малую конфузорность канала. Такая геометрия обуславливает сложный пространственный характер течения в первой ступени с интенсивными вторичными течениями.

Газодинамические характеристики турбины на рассматриваемом режиме приведены в таблице 1. На входе в турбину заданы распределения безразмерных полных давления и температуры, изображенные на рис. 3. Полное давление показано сплошной кривой, полная температура — штриховой. Эти данные получены в эксперименте траверсированием потока газа на выходе из турбины высокого давления, которая и обуславливает большую неравномерность параметров течения на входе в ТНД.

В таблице 2 представлены результаты обработки численных данных, полученных при сквозном расчете трехмерного течения в проточной части турбины. При нахождении потерь в венце, в ступени и в проточной части располагаемый теплоперепад (знаменатель формул потерь) рассчитывался по параметрам на входе и выходе венца. ступени и проточной части соответственно. Разность энтальпии и адиабатической энтальпии (числитель формул потерь) рассматривалась в контрольном сечении, располагаемом за текущим венцом таблицы 2. То есть, если рассматриваются, например, потери в проточной части за вторым венцом, то располагаемый теплоперепад берется для всей проточной части, а контрольное сечение сравнения энтальпий выбирается за вторым венцом.

Анализ табличных данных позволяет сделать следующие наблюдения.

1. Модель потерь 1 предсказывает отрицательные значения потерь в первой ступени.

2. Модель потерь 2 показывает физически неправдоподобное поведение значений потерь. Например, потери в первом венце должны быть больше, чем потери в ступени за первым венцом, которые в свою очередь должны быть больше, чем потери в проточной части за первым венцом, так как один и тот же числитель делится на последовательно возрастающие знаменатели: теплоперепады в первом венце, в первой ступени и во всей проточной части соответственно.

Таблица 1 – Газодинамические характеристики турбины

Параметр	Значение
Полная температура газа на входе $T_0^*$ , К	1174
Полное давление газа на входе $p_0^*$ , кПа	540,5
Расход газа G, кг/с	22,2
Отношение давлений на входе и выходе из турбины $p_0^*/p_T$	4,06
Мощность турбины $N_T$ , кВт	7600



Рис. 2. Меридиональное сечение проточной части экспериментальной турбины

3. Модели 3 и 4 дают близкие значения потерь, причем различия между ними возрастают, по мере увеличения приращения энтропии  $\Delta S$ (к выходу проточной части).

4. На выходе проточной части (ступень 3, венец 6), где неравномерность потока уже менее значительна, потери в венце и в ступени, полученные по моделям потерь 1, 3 и 4, достаточно близки.

Потори:	Модель потерь								
потери.	1	2	3	4					
Ступень 1									
Венец 1									
в венце	-0,1876	0,0184	0,0587	0,0586					
в ступени	-0,0868	0,0889	0,0319	0,0318					
в проточной части	-0,0375	0,0425	0,0147	0,0147					
Венец 2									
в венце	0,0537	0,0115	0,0430	0,0430					
в ступени	-0,0041	0,1210	0,0671	0,0672					
в проточной части	-0,0018	0,0579	0,0310	0,0310					
	Ступен	ь 3							
	Венец	5							
в венце	0,0446	0,0197	0,0482	0,0482					
в ступени	0,0316	0,0358	0,0345	0,0345					
в проточной части	0,0301	0,0946	0,0730	0,0733					
Венец 6									
в венце	0,0346	0,0362	0,0333	0,0333					
в ступени	0,0691	0,0687	0,0644	0,0645					
в проточной части	0,0467	0,1021	0,0805	0,0808					

Таблица 2 — Сравнение моделей потерь

### Заключение

Рассмотрены несколько моделей расчета коэффициента потерь и КПД проточной части и приведены основные уравнения для каждой из них. Эти модели реализованы в комплексе программ *F*. Проведено сравнение различных моделей потерь на результатах сквозного расчета трехмерного течения в проточной части экспериментальной турбины, на входе которой наблюдаются существенные неравномерности полного давления и полной температуры.

Сопоставление различных моделей потерь показывает, что наиболее физически правдоподобные результаты можно получить с помощью моделей, использующих рост энтропии в проточной части для оценки адиабатической энтальпии. Если же адиабатическая энтальпия осредняется по контрольному сечению, или же рассчитывается по осредненным значениям газодинамических параметров без привлечения энтропии, то значения коэффициентов потерь и КПД будут определены неправильно за счет погрешностей осреднения неравномерного потока. При большой неравномерности параметров потока ошибки могут быть настолько большими, что коэффициент потерь окажется отрицательным, а КПД – больше 1.

### Благодарность

Авторы признательны профессорам Бойко А. В. и Гнесину В. И. за полезные обсуждения проблемы.



Рис. 3. Распределение безразмерных полных давления и температуры на входе в турбину

### Список литературы

- Щегляев А. В. Паровые турбины. Теория теплового процесса и конструкции турбин / А. В. Щегляев. – 4-е изд. – М. : Энергия, 1976. – 368 с.
- Нечаев Ю. Н. Теория авиационных газотурбинных двигателей : в 2-х кн. Кн. 1 / Ю. Н. Нечаев, Р. М. Федоров. – М. : Машиностроение, 1977. – 312 с.
- Denton J. Loss mechanisms in turbomachines / J. Denton // J. Turbomachinery. 115. – 1993. – N 4. – P. 621–656.
- Седов Л. И. Об осреднении неравномерных потоков газа в каналах / Л. И. Седов, Г. Г. Черный // Теоретическая гидромеханика. – 1954. – № 12, вып. 4. – С. 17–30.
- 5. Кофман В. М. Сравнительный анализ способов осреднения при обработке параметров не-

равномерного воздушного потока на входе в ГТД / В. М. Кофман // Вестник УГАТУ. – 2009. – Т. 12. – № 2. – С. 35–42.

- Самойлович Г. С. Гидрогазодинамика / Г. С. Самойлович. – М. : Машиностроение, 1990. – 384 с.
- Ершов С. В. Программный комплекс для расчета пространственных течений вязкого газа в решетках турбомашин / С. В. Ершов // Проблемы машиностроения. 2012. 15, № 3. С. 21–25.
- Єршов С. В. Комплекс програм розрахунку тривимірних течій газу в багатовінцевих турбомашинах «FlowER» / С. В. Єршов, А. В. Русанов : Свідоцтво про державну реєстрацію прав автора на твір, ПА № 77. Державне агентство України з авторських та суміжних прав, 19.02.1996.

Поступила в редакцию 05.09.12

### Єршов С.В., Резник С.Б., Хомилев С.О. До оцінки ККД проточних частин турбін

Розглянуто питання оцінки ККД проточних частин турбін у випадку істотної поперечної нерівномірності повних параметрів та інтенсивного перемішування в тривимірному потоці. Відзначено, що використання стандартних методик розрахунку ККД по ідеальному та наявному теплоперепадах може призводить до значних помилок, джерелом яких є похибки осереднення при находженні адіабатичних параметрів. Розглянуто методики визначення ККД по росту ентропії в проточній частині, які позбавлені зазначеного недоліку.

**Ключові слова:** ККД, втрати, турбіни, проточна частина, тривимірна течія, вхідна нерівномірність.

### Yershov S., Reznik S., Khomylev S. Assessment of turbine flow ducts efficiency

The assessment of turbine flow duct efficiency in case of considerable cross-flow nonuniformity of total parameters and intensive mixing in three-dimentional flow is considered. Use of conventional techniques of efficiency assessment with respect to consumed and available heat drops was noted to result in significant mistakes caused by error averaging when determining adiabatic parameters. Several techniques of efficiency determination based on entropy increase in flow duct free from the above fault are considered.

Key words: efficiency, losses, turbines, flow duct, 3D flow, non-uniformity of inlet flow.

### УДК 629.7.036.22.001 (024)

Канд. техн. наук А. А. Панченко, канд. техн. наук М. А. Катренко, С. А. Белогуров, канд. техн. наук Л. В. Пронь

Днепропетровский национальный университет, г. Днепропетровск

### ТЕОРЕТИКО-ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ КОМБИНИРОВАННЫХ СИСТЕМ ПОДАЧИ ТОПЛИВА В КАМЕРУ СГОРАНИЯ РАКЕТНЫХ И РАКЕТНО-ПРЯМОТОЧНЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

Излагаются результаты экспериментальных и теоретических исследований систем подачи топлива в камеру сгорания ЖРД и РПД на основе центробежных насосов с пористыми кольцами. Определены диапазоны возможного дросселирования двигателя. Предложен параметр устойчивости подачи жидкости.

**Ключевые слова:** система подачи топлива, двигатель, гидравлическое сопротивление, устойчивость, характеристики, перепад давления.

#### Введение

Создание двигателя, в котором система подачи компонентов топлива способна работать на режимах глубокого дросселирования, представляет интерес, как в научном, так и практическом плане. Область применения такого двигателя весьма широка и охватывает космические и аэрокосмические летательные аппараты.

Предлагается система подачи компонентов, состоящая из центробежного насоса и пористого кольца, установленного на выходе из рабочего колеса, размещенного в камере сгорания, которая не содержит форсуночного блока. По сравнению с конструкцией системы подачи, в которой используются регулируемые форсунки, она более проста в изготовлении, применении и эксплуатации.

#### Цель исследования

Целью проведенного исследования являлось: - проведение теоретических и экспериментальных исследований для определения границ работоспособности системы подачи топлива в камеру сгорания жидкостного ракетного двигателя (ЖРД) и ракетно-прямоточного двигателя (РПД) центробежным насосом с пористыми кольцами;

- экспериментальное исследование границ устойчивости подачи компонентов топлива в камеру сгорания, при дросселировании системы.

#### Анализ литературных источников

Применение комбинированной системы подачи компонентов топлива с использованием центробежных насосов имеет более чем семидесятилетнюю историю. Однако практическая реализация этого способа подачи компонентов связана с технологическими, конструктивными и эксплуатационными трудностями. Одним из примеров практического применение комбинированной системы подачи компонентов было осуществлено фирмой Мессершмит Бельков Блом (МББ), турбонасосный агрегат которой представлен на рис. 1 [1, 2].

В работе [3] предлагается распыление топлива центробежным насосом, помещенным в камеру сгорания, при этом удалось совместить функции распыления и подачи жидкости в одном узле. В работе [4] предлагается объединить центробежный насос и смесительную головку жидкостного газогенератора в один вращающийся узел, что даст возможность уменьшить массовые характеристики системы подачи и упростить конструкцию.

Варьированием параметрами пористого кольца можно предотвратить проникновение продуктов сгорания на вход в рабочее колесо насоса.

Для жидкостных ракетных и комбинированных, ракетно-прямоточных двигателей практическое использование такой схемы системы подачи жидких компонентов топлива привлекательно,



Рис. 1. Турбонасосный агрегат фирмы МББ [2]

© А. А. Панченко, М. А. Катренко, С. А. Белогуров, Л. В. Пронь, 2013

ISSN 1727-0219 Вестник двигателестроения № 1/2013

в приложении увеличения диапазона регулирования подачи топлива в камеру сгорания, связанного, например, с изменением высоты или скорости полета.

### Экспериментальная установка

Экспериментальные исследования проводились в несколько этапов. На первом этапе исследовались фильтрационные характеристики пористых тел и их анизотропных свойств. Принципиальная схема экспериментального участка установки представлена на рис. 2.



Рис. 2. Экспериментальный участок проливок сеток: 1 - поток жидкости, 2 – пористое тело, 3 – гидросопро-

тивление, в виде сложного технического агрегата, 4 — выходной патрубок

В эксперименте измерялось изменение статического давления до установленного пористого тела и после сложного технического агрегата, в выходном патрубке, и массовый расход. В качестве сложного технического агрегата может быть принят любой агрегат в гидравлической системе, например жидкостный газогенератор ЖРД.

Экспериментально получено, что при установке пористого тела в магистрали подачи жидкости, не смотря на введение дополнительного гидросопротивления, суммарные гидравлические потери в узле уменьшаются, что и подтвержденают данные, полученные в [7, 9]. Характерной особенностью при использовании пористого тела является влияние угла натекания потока рабочего тела на пористое тело, расположенное в канале. В экспериментальных исследования в качестве пористого тела, использовался пакет из сеток с различной ячеистостью.

Полученные результаты подтверждают, что при использовании пористых тел, учет анизотропных свойств установленного в магистраль пористого тела позволяет получить уменьшение суммарных гидравлических потерь по гидравлическому тракту, по сравнению с узлом без него [8].

Полученные результаты этого этапа позволили создать конструкцию узла вращения с пористым телом, имеющего минимальное гидравлическое сопротивление. На втором этапе были исследованы напорно-расходные и кавитационные характеристики радиальных рабочих колес, которые представлены на рис. 3, 4.

В экспериментальных исследованиях проводились измерения следующих параметров: частоты вращения, массового расхода рабочего тела, статических и полных давлений на входе и выходе из рабочих колес, температуры жидкости.

На третьем этапе была исследована дисперсность капель распыленной жидкости рабочим колесом насоса с пористыми вставками. Измерения распределения размеров капель жидкости производились следующим образом.

Устройство, для измерений распределений и размеров капель представляло из себя затвор, по принципу действия аналогичное затвору фотоаппарата. Размер окна приемника составлял 30 × 30 мм. Внутренняя поверхность окна была покрыта белой краской, после чего покрывалась сажей.



**Рис. 3.** Рабочее колесо центробежного насоса: 1 – заднее уплотнение, 2 – рабочее колесо, 3- переднее уплотнение, 4 – пористое кольцо



**Рис. 4.** Рабочее колесо центробежного насоса: 1 — заднее уплотнение, 2 — рабочее колесо, 3 — переднее уплотнение

При фронтальном расположении, по отношению к потоку распыляемой жидкости, шторки затвора открывались на 0,3 секунды. На внутренней закопченной поверхности окна, капли жидкости создавали белые следы, размеры и количество которых измерялись. Получено, что средний размер капель на расчетной частоте вращения рабочего колеса составляет 30–40 микрон, что является приемлемым, согласно [5].

#### Анализ полученных результатов

Известно, что на частицу жидкости при ее движении в поле центробежных сил и противодействующих сил давления газа, в условиях гравитации действует еще сила тяжести. Сила тяжести искривляет поверхности раздела фаз жидкость-газ на выходе из рабочего колеса. Экспериментально получено, что для устойчивой подачи жидкости в потенциальном поле центробежных сил, необходимо создать устойчивое жидкостное кольцо, которое будет препятствовать нарушению сплошности подаваемой жидкости, как показано на рис. 5.



Рис. 5. Зависимость относительного статического давления от относительного радиуса рабочего колеса

Создать такое кольцо сплошной жидкости возможно, если на участке *dr* изменить направление градиента статического давления или создать условия, чтобы он был равен нулю. В конструкции рабочего колеса, для достижения этой цели, на выходе проточная часть канала подачи жидкости должна иметь по радиусу убывающий участок. Градиент статического давления

 $\frac{d(\overline{P_{CT}}(\bar{r}))}{dr}$ , в общем случае течения жидкости, за-

висит от вязкостного  $\alpha$  и инерционного  $\beta$  — коэффициентов сопротивления пористого тела, коэффициента динамической вязкости жидкости m, плотности среды  $\rho$  и скорости фильтрации жидкости в пористом теле  $W_{\phi}$  и определяется по зависимости:

$$\frac{d(\overline{P_{CT}}(\bar{r}))}{dr} = \alpha \cdot \mu \cdot W_{\phi} + \rho \cdot \beta \cdot W_{\phi}^{2}.$$
(1)

Для определения величины градиента статического давления между входным сечением в рабочем колесе и полостью камеры сгорания, рабочие колеса проливались в неподвижном состоянии.

По данным эксперимента перепад статического давления определялся как разность между общим перепадом и перепадом на рабочем колесе, не имеющем пористое кольцо.

Результаты эксперимента представлены на рис. 6.



**Рис. 6.** Зависимость относительного перепада статического давления  $\Delta \overline{P}_{CT}$  от массового расхода *m* 

Фильтрационные характеристики пористых колес насосов были подобраны таким образом, чтобы давление жидкости уменьшалось с увеличением радиуса колеса, не смотря на прирост давления за счет центробежных сил. На рис. 7 представлены результаты проведенных экспериментальных исследований, с целью определения относительного перепада давления в колесе от относительного массового расхода жидкости.

В данных исследованиях угловая скорость вращения поддерживалась постоянной, а массовый расход уменьшался, чем моделировался процесс дросселирования камеры сгорания.



**Рис.** 7. Зависимость относительного перепада статического давления  $\Delta \overline{P}_{CT}$  от относительного массового

расхода жидкости т

Крайние левые точки, полученные в результате эксперимента, являются границей минимального массового расхода, при котором подача и распыление жидкости в камеру было устойчивым. При меньших расходах газ из камеры прорывался на вход в рабочее колесо насоса, и подача жидкости срывалась в результате образования газовой полости во втулочной области.

Из полученных характеристик следует, что глубина дросселирования камеры сгорания уменьшается, с увеличением частоты вращения ротора насоса. Так, при увеличении частоты вращения с 314 1/с до 628 1/с уменьшение глубины дросселирования по расходу составило с 12 до 3 раз.

Предлагается параметр, который характеризует устойчивость подачи жидкости рабочим колесом в полость с противодавлением, и показывающий соотношение между градиентом статического давления и давлением, создаваемым центробежными силами в виде

$$B = \frac{\frac{d(\overline{P_{CT}}(\bar{r}))}{dr}}{\rho \cdot \omega^2 \cdot r} .$$
 (2)

Влияние предлагаемого параметра B на устойчивость подачи жидкости в камеру сгорания хорошо подтверждается экспериментально [9]. На рис. 8 представлена зависимость параметра устойчивости B от относительного массового расхода  $\overline{m}$ .



**Рис. 8.** Зависимость параметра B от относительного массового расхода  $\overline{m}$ 

Из рис. 7 видно, что при  $\omega = 628$  1/с минимальный относительный массовый расход составил 0,25. При этом относительном расходе перепад давления на участке пористого кольца составил 32000 Па. Вычисляя значение параметра *B* получим *B* = 1,08.

### Выводы

При B > 1, уменьшение давления за счет ускорения жидкости превышало увеличение давления от центробежных сил, подача жидкости в камеру сгорания устойчива.

При B < 1 наблюдался прорыв газов из камеры сгорания в полость на выходе из рабочего колеса, подача жидкости прекращается.

При B = 1 перепад давления, вызванный ускорением жидкости, равен перепаду давления от центробежных сил, подача жидкости предполагалась теоретически и подтверждается на практике.

### Список литературы

- Патент № 2058583 (ФРГ). Устройство для подачи самовоспламеняющихся топлив в камеру сгорания РД. МКИ F02К9/02. Бюл. № 13, 1974 г.
- Михайлов В. В. Дросселируемые жидкостные ракетные двигатели / В. В. Михайлов, В. Г. Базаров – М. : Машиностроение, 1985. – 106 с.
- 3. Патент № 1358085 (Великобритания).
- Патент № 2536599 (США) кл. 60-35.6 Управляемая паром вращающаяся камера сгорания, 1951.
- Основы теории и расчета жидкостных ракетных двигателей / [А. П. Васильев, В. М. Кудрявцев, В. А. Кузнецов и др.]. – М. : Высшая школа, 1975. – 656 с.
- Овсянников Б. В. Теория и расчет агрегатов питания жидкостных ракетных двигателей / Б. В. Овсянников, Б. И. Боровский. – М. : Машиностроение, 1971. – 539 с.
- Шенх Х. Теория инженерного эксперимента / Шенх Х. – М. : Мир, 1972. – 381 с.
- Подача топлива в камеру сгорания двигателя / [С. А. Белогуров, Ю. В. Дронов, М. А. Катренко и др.]: Международная конференция «Передовые космические технологии на благо человечества». 18–20 апреля. – Днепропетровск, Украина. – 2009.
- Некоторые результаты экспериментальных исследований дросселирования двигателя / [С.А. Белогуров, Ю.В. Дронов, М.А. Катренко и др.]: І-й украинский семинар по аэрокосмической технике, Днепропетровск 2009.
- Аравин В. И. Теория движения жидкостей и газов в недеформируемой пористой среде / В. И. Аравин, С. Н. Нумеров. – М.: Гостехиздат, 1953. – 616 с.

Поступила в редакцию 18.10.2012

### Панченко А.А., Катренко М.О., Белогуров С.О., Пронь Л.В. Теоретичноекспериментальні дослідження комбінованих систем постачання пального в камеру згоряння ракетних та ракетно-прямоточних двигунів

Викладаються результати експериментальних і теоретичних досліджень систем постачання палива в камеру згоряння РРД та РПД на основі відцентрових насосів з пористими кільцями. Визначено діапазони можливого дроселювання двигуна. Запропоновано параметр стійкости постачання рідини.

**Ключові слова:** система постачання пального, двигун, гідравлічний опір, стійкість, характеристики, перепад тиску.

## Panchenko A., Katrenko M., Belogurov S., Pron L. Theoretical and experimental research of combined systems of fuel supply in combustion chambers of rocket and ram-rocket engines

Given in the paper are the results of experimental and theoretical research of systems supplying fuel in combustion chamber of liquid-propellant engine and ram rocket engine based on centrifugal pumps with porous rings. Ranges of possible engine throttling are determined. Fuel supply stability parameter is presented.

*Key words: fuel supply system, engine, hydraulic resistance, stability, performance, pressure differential.* 

УДК 539.3

### Д-р техн. наук А. С. Каиров, С. А. Моргун

Национальный университет кораблестроения им. адм. Макарова, г. Николаев

## ИССЛЕДОВАНИЕ КОЛЕБАНИЙ ДИСКА С ВЕНЦОМ РАБОЧИХ ЛОПАТОК ТУРБОМАШИН КАК ЦИКЛИЧЕСКИ СИММЕТРИЧНОЙ СИСТЕМЫ В ПОЛЕ ЦЕНТРОБЕЖНЫХ СИЛ

Изложена методика исследований колебаний венцов рабочих лопаток турбомашин как циклически симметричной системы в поле центробежных сил методом конечных элементов, позволяющая учесть конструктивную неоднородность пера лопатки. Приведены результаты расчета низшего спектра частот колебаний рабочего колеса третьей ступени турбины и сравнение их с результатами, полученными экспериментальным путем.

**Ключевые слова:** лопатки турбомашин, сектор диска, демпферные связи, колебания, метод конечных элементов, спектр частот.

### Введение

Одной из важных задач развития энергетики является увеличение объемов генерируемой энергии при максимальной экономичности процесса генерации. Достичь этого возможно при увеличении мощности турбоагрегатов, что, в свою очередь, ведет к ускоренному выходу из строя наиболее нагруженных деталей и снижению ресурса оборудования в целом. Поэтому возникает необходимость разработки уточненной математической модели колебательных процессов, происходящих в таком важном узле как лопаточный аппарат и повышения его вибрационной надежности.

Основные вопросы расчета частот и форм колебаний рабочих колес компрессоров и турбин с применением методов Ритца и Бубнова-Галеркина приведены в работах [1, 2]. Однако, эти методы имеют низкую вычислительную точность при рассмотрении охлаждаемых лопаток, а также лопаток с большим углом закрутки. Кроме того, в работе [2] делается упрощающее предположение о синусоидальной форме прогиба по окружности лопаточного венца. Метод конечных элементов, примененный в работе [3], позволяет избежать недостатков, присущих математическим моделям на основе стержневой теории, однако, вычисление искомых частот колебаний методом статической конденсации, используемым в [3], имеет ограниченное применение к задачам динамики и не обеспечивает удовлетворительного описания сложных форм колебаний. Исследование колебаний отдельных лопаток турбомашин методом динамических суперэлементов приведено в работе [4], а экспериментальным путем в работе [5]. Однако, в целом, вопрос исследования колебаний венцов этих лопаток недостаточно изучен. Целью работы является разработка уточненной математической модели колебаний венца рабочих лопаток турбомашин как циклически симметричной системы с использованием метода конечных элементов.

### Изложение основного материала

Циклически симметричную систему можно интерпретировать в виде совокупности  $\chi$  секций с одинаковыми геометрическими, инерционными и жесткостными свойствами. При этом  $\chi$  определяет порядок симметрии системы [3]. Венец, состоящий из *z* идентичных рабочих лопаток, также является циклически симметричной системой с порядком симметрии *z*. Секция такой системы включает в себя в общем случае сектор диска и укрепленную в нем лопатку с участками связей (рис. 1).



Рис. 1. Модель секции (сектор диска с лопаткой и участками связей) для расчетов колебаний рабочих лопаток турбомашин

<sup>©</sup> А. С. Каиров, С. А. Моргун, 2013

Индексами *a*, *b*, *c* на рис. 1 обозначены левая, правая границы и средняя часть секции.

Воспользовавшись конечно — элементным подходом и уравнением Лагранжа II рода, получим уравнения движения секции:

$$M_{IJ}\ddot{a}_J + K_{IJ}a_J = Q_I \ (I, J = 1, 2, ..., n), \tag{1}$$

где  $M_{IJ}$  и  $K_{IJ}$  – элементы матриц инерции и жесткости соответственно;  $a_J$  – вектор узловых перемещений;  $Q_I$  – вектор неизвестных нагрузок, приложенных в граничных узлах секции; n – число степеней свободы секции.

После соответствующей перестановки элементов матриц и векторов в (1) уравнение движения секции запишем в следующем виде:

$$\begin{split} M^{aa}_{(J)J}\ddot{a}^{a}_{J} + M^{ac}_{JR}\ddot{a}^{c}_{R} + M^{ab}_{JP}\ddot{a}^{p}_{P} + \\ &+ K^{aa}_{(J)J}a^{a}_{J} + K^{ac}_{JR}a^{c}_{R} + K^{ab}_{JP}a^{b}_{P} = Q^{a}_{J}; \\ M^{ca}_{RJ}\ddot{a}^{a}_{J} + M^{cc}_{(R)R}\ddot{a}^{c}_{R} + M^{cb}_{RP}\ddot{a}^{b}_{P} + \\ &+ K^{ca}_{RJ}a^{a}_{J} + K^{cc}_{(R)R}a^{c}_{R} + K^{ab}_{RP}a^{b}_{P} = 0; \\ M^{ba}_{PJ}\ddot{a}^{a}_{J} + M^{bc}_{PR}\ddot{a}^{c}_{R} + M^{bb}_{(P)P}\ddot{a}^{b}_{P} + \\ &+ K^{ba}_{PJ}a^{a}_{J} + K^{bc}_{PR}a^{c}_{R} + K^{bb}_{(P)P}a^{b}_{P} = Q^{b}_{P}; \\ (J = 1, ..., n_{a}; R = 1, ..., n_{c}; P = 1, ..., n_{b}). \end{split}$$

. 1 . 1

где индексами *a*, *c*, *b* отмечены степени свободы и соответствующие им элементы матриц левой границы, средней части и правой границы секции соответственно;  $n_a = n_b -$  число степеней свободы границы (как левой, так и правой);  $n_c -$  число степеней свободы средней части секции.

В формулах (2) суммирование по индексам в скобках не производится. При решении задачи о свободных колебаниях нагрузка в средней части секции отсутствует.

Переходя к частотным уравнениям, получаем:

 $\Lambda^{aa}$   $a^a + \Lambda^{ac} a^c + \Lambda^{ab} a^b - a^a$ 

$$\Lambda^{ca}_{RJ}a^{a}_{J} + \Lambda^{cc}_{(R)R}a^{c}_{R} + \Lambda^{cb}_{RP}a^{b}_{P} = 0;$$
  

$$\Lambda^{ba}_{PJ}a^{a}_{J} + \Lambda^{bc}_{PR}a^{c}_{R} + \Lambda^{bb}_{(P)P}a^{b}_{P} = q^{b}_{P},$$
(3)

где  $a_J^a$ ,  $a_R^c$ ,  $a_P^b$  — амплитуды колебаний узлов левой границы, средней части и правой границы секции соответственно;  $q_J^a$ ,  $q_P^b$  *H* амплитуды неизвестных нагрузок в граничных узлах секции;  $\Lambda_{(J)J}^{aa}$ ,  $\Lambda_{JR}^{ac}$  и т. д. — блоки динамической матрицы жесткости секции.

Из второго уравнения системы (3) можно получить:

$$a_{R}^{c} = -(\Lambda_{(R)R}^{cc})^{-1} \Big[ \Lambda_{RJ}^{ca} a_{J}^{a} + \Lambda_{RP}^{cb} a_{P}^{b} \Big].$$
(4)

Подстановка (4) в систему (3) дает:

$$\overline{\Lambda}^{aa}_{(J)J}a^{a}_{J} + \overline{\Lambda}^{ab}_{JP}a^{b}_{P} = q ; \quad \overline{\Lambda}^{ba}_{PJ}a^{a}_{J} + \overline{\Lambda}^{bb}_{(P)P}a^{b}_{P} = q^{b}_{P} ;$$

$$(J, P = 1, ..., n_{a}), \quad (5)$$

где 
$$\overline{\Lambda}_{(J)J}^{aa} = \Lambda_{(J)J}^{aa} - \Lambda_{JR}^{ac} \left(\Lambda_{RU}^{cc}\right)^{-1} \Lambda_{UJ}^{ca};$$

$$\overline{\Lambda}_{PJ}^{ba} = \left(\overline{\Lambda}_{JP}^{ab}\right)^{T} = \Lambda_{PJ}^{ba} - \Lambda_{JR}^{ac} \left(\Lambda_{RU}^{cc}\right)^{-1} \Lambda_{UP}^{cb};$$

$$\overline{\Lambda}_{(P)P}^{bb} = \Lambda_{(P)P}^{bb} - \Lambda_{PR}^{bc} \left(\Lambda_{RU}^{cc}\right)^{-1} \Lambda_{UP}^{cb};$$

 $(J, P = 1,...,n_a; R, U = 1,...,n_c).$ 

Соотношения (5) преобразуем в следующем виде:

$$\overline{\Lambda}^{aa}_{(J)J}a^a_J + \overline{\Lambda}^{ab}_{JP}a^b_P = q^a_J; \quad \overline{\Lambda}^{ba}_{PJ}a^a_J = -\overline{\Lambda}^{bb}_{(P)P}a^b_P + q^b_P.$$
(6)

Из второго уравнения формулы (6) имеем:

$$\begin{split} a_J^a &= - \left( \overline{\Lambda}_{PJ}^{ba} \right)^{-1} \overline{\Lambda}_{(P)P}^{bb} a_P^b + \left( \overline{\Lambda}_{PJ}^{ba} \right)^{-1} q_P^b; \\ & (J, P = 1, ..., n_a). \end{split}$$

Подставив полученное выражение в первое уравнение системы (6), запишем:

$${}^{a}_{J} = \left[\overline{\Lambda}^{aa}_{(J)J} \left( -\left(\overline{\Lambda}^{ba}_{PJ}\right)^{-1} \overline{\Lambda}^{bb}_{(P)P} a^{b}_{P} + \left(\overline{\Lambda}^{ba}_{PJ}\right)^{-1} q^{b}_{P} \right) \right] + \overline{\Lambda}^{ab}_{JP} a^{b}_{P} .$$
(8)

Введем обозначения:

q

$$Y_{a} = \begin{cases} a_{1}^{a} \\ \vdots \\ a_{n_{a}}^{a} \\ q_{1}^{a} \\ \vdots \\ q_{n_{a}}^{a} \end{cases}; \quad Y_{b} = \begin{cases} a_{1}^{b} \\ \vdots \\ a_{n_{b}}^{b} \\ q_{1}^{b} \\ \vdots \\ q_{n_{b}}^{b} \end{cases}.$$
(9)

Тогда уравнение (8) можно записать в следующем виде:

$$Y_a = \Lambda Y_b, \tag{10}$$

где  $\Lambda$  — матрица связи характеристик левой и правой границ секции. Эта матрица имеет следующую структуру:

Пронумеруем секции рассматриваемой системы (венца лопаток) от 1 до *z*. Для *k*-ой секции уравнение (10) запишется так:  $Y_a^k = \Lambda Y_b^k$ . При этом  $Y_b^k = Y_a^{k+1}$ . Следовательно,  $Y_a^1 = \Lambda^1 Y_a^2$ ,  $Y_a^2 = \Lambda^2 Y_a^3$ ,...,  $Y_a^k = \Lambda^k Y_a^{k+1}$ ,  $Y_a^{k+1} = \Lambda^{k+1} Y_a^{k+2}$ ,...; (11)  $Y_a^z = \Lambda^2 Y_a^1$ , причем верхний индекс обозначает

$$\begin{bmatrix} \Lambda^z - E \end{bmatrix} Y_a^k = 0, \qquad (12)$$
$$(k = 1, \dots, z),$$

где *Е* – единичная матрица.

Условие нетривиальности системы уравнений (12) дает частотное уравнение собственных колебаний циклически симметричной системы [3]:

$$\left|\Lambda^{z} - E\right| = 0. \tag{13}$$

Соотношение (12) можно также записать следующим образом:

$$\prod_{k=1}^{z} \left( \Lambda - E e^{\frac{2\pi k}{z}} \right) Y_a = 0, \qquad (14)$$

где *і* — мнимая единица.

В этом случае частотное уравнение примет вид:

$$\prod_{k=1}^{z} \left| \Lambda - Ee^{\frac{2\pi k}{z}i} \right| = 0.$$
(15)

В произведении (15) можно выделить комплексно — сопряженные сомножители, которые будут определять частотные уравнения колебаний циклически симметричной системы. При этом, *k* будет означать число деформационных волн по окружности венца лопаток.

#### Основные результаты и их анализ

С целью практической проверки разработанной математической модели и выработки рекомендаций по ее применению к расчету различных систем рабочих лопаток было проведено исследование свободных колебаний рабочего колеса третьей ступени турбины. На диске расположено 80 закрученных лопаток переменного поперечного сечения с замкнутыми на круг связями. Высота лопатки *l* = 135 мм; материал лопаток - жаропрочная сталь СМ88У-ВИ (плотность материала  $\rho = 8100 \text{ кг/м}^3$ , модуль Юнга  $1,79 \times 10^{6}$  МПа, коэффициент Пуассона  $\upsilon = 0,3$ ). Диаметр диска D = 450 мм. Лопатки имеют хвостовики елочного типа с торцевой заводкой в диск. При расчетах частота вращения ротора изменялась в пределах  $n = 110 - 160 \text{ c}^{-1}$ .

Конечно-элементная модель пера лопатки строилась на основе суперпараметрического криволинейного элемента, состояла из 20 конечных элементов и имела 385 степеней свободы. Демпферные связи лопаток в колесе моделировались при помощи стержневого конечного элемента. Модель хвостовика лопатки состояла из 189 изопараметрических призматических элементов первого порядка с 960 степенями свободы. Модель сектора диска включала в себя 230 призматических конечных элементов первого порядка, имеющих 1254 степеней свободы.

На рис. 2 в графическом виде представлены результаты расчетного и экспериментального исследований (экспериментальные данные приведены в работе [6]) спектра частот свободных колебаний венца рабочих лопаток при врашении ротора с частотой от 110 до 160 с<sup>-1</sup>. Расчеты проводились с учетом податливости соединения диска с хвостовиком в поле центробежных сил. Из приведенных результатов, очевидно, что значения расчетных частот колебаний (кривая 1) лежат выше соответствующих экспериментальных частот (кривая 2) на всем диапазоне частот вращения ротора. С увеличением частоты вращения указанное расхождение возрастает, изменяясь от 0,2 % для нижней границы рассматриваемого диапазона, и составляет 5,8 % для верхней границы. Это может быть объяснено появлением каких-либо особенностей в экспериментально исследуемой конструкции при ее изготовлении и эксплуатации, не учтенных в математической модели, которая формируется по номинальным параметрам рабочего колеса. Кроме того, несовпадение частот колебаний венца рабочих лопаток, рассчитанных при помощи метода конечных элементов, с экспериментальными данными объясняется тем, что при проведении эксперимента невозможно абсолютно точно достичь заданных граничными условиями значений податливости хвостовика лопатки и диска.

Это, в свою очередь, приводит к возникновению погрешности и расхождению экспериментальных и расчетных данных. Снижение частот колебаний рабочего колеса при его вращении также может быть вызвано разгрузкой некоторых зубьев хвостовика, что приводит к снижению жесткости системы, а, значит и уменьшению частот колебаний. Следовательно, можно сделать вывод, что частоты, рассчитанные методом конечных элементов (МКЭ), обладают большей достоверностью. Главными недостатками этого метода являются увеличение времени счета и необходимость наличия ЭВМ с большим объемом оперативной памяти.

#### Заключение

С использованием метода конечных элементов (МКЭ) решена задача расчета низшего спектра частот колебаний рабочих колес лопаток турбомашин как циклически симметричной системы в поле центробежных сил. Для решения задачи разработана уточненная математическая модель секции «рабочая лопатка с демпферными связями — сектор диска», позволяющая учитывать в достаточно полной мере структуру реальной конструкции: пера и хвостовика лопатки,


**Рис. 2.** Результаты расчетного и экспериментального исследования колебаний венца рабочих лопаток в диапазоне рабочих скоростей вращения ротора:

1 – расчет с учетом податливости хвостовиков лопаток и диска; 2 – данные эксперимента [6]

#### Список литературы

- Воробьев Ю. С. Колебания лопаточного аппарата турбомашин / Ю. С. Воробьев. – К. : Наук. думка, 1988. – 224 с.
- Костюк А. Г. Динамика и прочность турбомашин / А.Г. Костюк. – М. : Машиностроение, 1982. – 264 с.
- Иноземцев А. А. Основы конструирования авиационных двигателей и энергетических установок / А. А. Иноземцев, М. А. Нихамкин, В. Л. Сандрацкий. – М. : Машиностроение, 2007. – 232 с.
- Каиров А. С. Исследование собственных колебаний лопаток газотурбинного двигателя методом динамических суперэлементов /

А. С. Каиров, С. А. Моргун // Проблеми обчислювальної механіки і міцності конструкцій. Збірник наукових праць. — Дніпропетровськ: Ліра, 2012. — Вип. 20. — С. 176— 182.

- Моргун С. А. Экспериментальное исследование свободных колебаний лопаток газотурбинного двигателя / С. А. Моргун, А. С. Каиров // Методи розв'язання прикладних задач механіки деформівного твердого тіла. Збірник наукових праць. – Дніпропетровськ : Ліра. – 2011. – Вип. 12. – С. 224–229.
- Petyt M. Experimental analysis of practically bladed disks / M. Petyt // Proceeding 3<sup>rd</sup> Aircraft Conference, 11–14 November 2008. – Capacabana Beach, Florida, the USA, 2008. – P. 21–26.

Поступила в редакцию 28.01.2012

# Каіров А.С., Моргун С.А. Дослідження коливань диска з вінцем робочих лопаток турбомашин як циклічно симетричної системи у полі відцентрових сил

Наведено методику досліджень коливань вінців робочих лопаток турбомашин в якості циклічно симметричної системи в полі відцентрових сил методом кінцевих елементів, яка дає можливість врахувати конструктивну неоднорідність пера лопатки. Наведено результати розрахунку нижчого спектру частот коливань робочого колеса третього ступеня турбіни та їх порівняння з результатами, отриманими експериментальним шляхом

**Ключові слова:** лопатки турбомашин, сектор диска, демпферні зв'язки, метод кінцевих елементів, спектр частот.

# Kairov A., Morgun S. Investigation of turbine disc rims frequency as cyclic symmetric system in centrifugal force field

The paper describes a research technique of frequency of turbine rims as cyclic symmetric system in centrifugal force field by means of finite elements method that allows to consider structural discontinuity of blade airfoil. Finite element data of turbine st.3 rotor wheel lowest frequency spectrum and their comparison with experimental results are presented.

*Key words: turbine blades, disk segment, damper links, frequencies, finite elements method, frequency spectrum.* 

UDC 621.41 (088.8)

#### B. Arapov, K. Seytkazenova, G. Seraliyev

South Kazakhstan State University it. M. Auezov, Shymkent, Republic of Kazakhstan

### NEW DESIGN OF PISTON RODS SEALING UNIT OF STERLING ENGINE

The advantage of suggested design of sealing unit of Stirling engine actuating and displacing pistons is that due to supply to intergland space of medium with pressure half as large as average pressure of operating medium in working cylinder, pressure head on separate gland seals is decreased two times. This results in increase of durability of gland seals two times and more. Fluoroplastic seal glands have thin lobes with inner cone hole accommodating the sealed rod and are fitted on them preliminarily with interference. The lobes of gland seal are additionally pressed to the rod surface by high media pressure, thus providing high tightness and compensating possible displacement of rod surface from theoretical cylindricity.

Key words: Stirling engine, piston rod, gland, tightness, pressure, durability.

The engines, working on a cycle of Stirling, belong to engines of external combustion (ECE), have a number of advantages before internal combustion engines (ICE). Advantages of the first treat, their possibility to work from any kind of sources thermal energy, including firm types of fuel, solar and atomic energy, ECE are harmless, at their work emissions in the atmosphere with flue gases in tens times it is less than in ICE as it is possible to organize better fuel burning out of the cylinder of the engine and at last, ECE works silently and their efficiency are comparable with modern diesel internal combustion engines.

However engines of external combustion have an essential shortcoming which consists in complexity of ensuring tightness of the cylinder with a working environment of a high pressure. It is connected with that engines of Stirling effectively work at high pressures of the working environment, closed in the working cylinder which makes 20+25 MPa. Thus the biggest complexity is represented by consolidation of a rod of the working piston being in the cylinder and transferring progressive movement of the piston to the crank mechanism. The working environment should be in the cylinder under a high pressure and its possible leakage through a gap between a rod and sealants reduces pressure of the environment in the cylinder which leads to sharp falling of efficiency and engine capacity. In this problem large scientific and production firms as «General Motors», «Fillips», «Unaided Stirling», «MAN/MWM», «Stirlingmash» and others thoroughly are engaged. In technical literature there are various designs or the seal, described in [1-3]. Despite it, the problem of ensuring absolute hermetically of pair «rod-case» and «piston-cylinder» up to the end isn't solved, and available development while is difficult and is expensive.

In SKSU it M. Auezov within performance of grant SIW No. 1132 the laboratory sample of the engine of Stirling with opposed located cylinders in which for seal of a rod of working and displace mental pistons was made the two-level sealing knot of a rod with sliding stuffing box seals was produced. Thus in interstuffing box space is given environment with pressure twice smaller, than average pressure of working gas (in our case working gas is air) that provides twofold decrease in a pressure of gas on separate stuffing box. This design of seal at the expense of decrease in a pressure on sealing elements of rods of working and displace mental pistons of the engine, facilitates work of stuffing box that leads to increase of reliability of their work and prolongs service life of sealing knot.

Operation of the engine and sealing knot is provided with us by the created small independent two-level air compressor intended for supply of compressed air in the working cylinder and in interstuffing box space. In case of application as a working environment of hydrogen or helium for providing work of the engine and knot of sealing are used cylinders with the compressed gas with reducers. Besides in the elaborating design replacement of wornout stuffing box in sealing knot doesn't demand big expenses and work.

In drawing 1 the principle of work of two-level sealing knot with the independent air compressor is shown.

The knot of seal of a rod of the engine of external combustion contains (drawing 1) the working cylinder of the engine 1, a condensed rod 2, a sealing stuffing box 4, the bronze bushing – the case of a oil drain stuffing box 5, a oil drain stuffing box 6, a crosshead 7 and the two-level compressor 8.

© B. Arapov, K. Seytkazenova, G. Seraliyev, 2013



**Drawing 1.** The schematic diagram of knot of seal of a rod in the engine of Stirling: 1 – working cylinder of the engine; 2 – a condensed rod; 3 – cone-shaped petal of stuffing box; 4 – ftoroplastical stuffing box; 5 – bronze case of a oil drain stuffing box; 6 – oil drain stuffing box; 7 – crosshead; 8 – air compressor



Drawing 2. Cross-section (h) of the stuffing box is equal 6-8 mm

In drawing 2 the form of cross-section of stuffing box is shown. The stuffing box is made of a material ftoroplast (Teflon -4) which keeps its the form and hardness to temperature 250 °C.

The internal opening of stuffing box is carried out in the form of a cone. Internal diameter of opening at level of atip of apetal is less than diameter of a rod on size  $(0,015\div0,02) d (d - \text{diameter of rod})$ mm, that creates a preliminary tension of a petal on surface of rod. At operation of the engine from pressure of working environment petals of stuffing box in addition are press oneself to surface of rod. The knot of seal of a rod works as follows (drawing 1).

The working environment (air) from the second step of the compressor 8 having number of steps of

compression corresponding to number of steps of stuffing box in knot of seal, with pressure equal to average pressure of a working cycle, is given simultaneously in working and buffer space of the working cylinder of 1 engine. In a cavity «A» sealing knot pressure of the environment will be equal to the maximum pressure of the environment in buffer space that creates compressing effort to an external surface of a thin-walled petal 3 stuffing box 4 which has a cone-shaped form (drawing 2), and presses it to surface of rod.

The pressing effort around a petal 3 stuffing box 4 allows to compensate some form of cone and ovality of surface of rod 2 and provides reliable hermetical of buffer space. Behind the first stuffing box consistently on length of a rod is established the second stuffing box, which the principle of work the same, as well as the first stuffing box. Thus in space «B» between the first and the second stuffing box from the first step of the compressor is given environment with pressure equal to a half of average pressure of a working environment of the engine. Thus, at two-level knot of seal on separate stuffing box are affected by a pressure twice smaller, than working pressure of the environment that increases service life of multistage seal in two and more times in comparison with data service of seal with one stuffing box. Regulating size of pressure of the environment in spaces «B», it is possible to establish optimum its value providing the greatest durability of sealing knot. Thus the compressor works at the beginning startup of engine and at the working engine periodically will be automatically disconnected.

In this regard, important knot of the created engine with two-level sealing stuffing boxs, is the air two-level compressor calculated on creation in a working cavity of the engine of pressure of air to 11 MPa (110 kg/cm<sup>2</sup>). It consists of two cylinders with pistons in diameter of the first step 35MM and the second step 10MM respectively, and the working course of both pistons identical and is equal 20 MM. The volume of the cylinder of the first step is equal to  $V_1 = 19 \text{ cm}^3$  and the second, with account volume of a

transitional opening makes  $V_2 = 1.6 \text{ cm}^3$  that provides extent of compression at the first step

 $K_1 = \frac{V_1}{V_2} = \frac{19}{1.6} \approx 11$ . At the second step the extent of

compression  $K_2$  depends from volume of  $V_2$  and the volume of cavity which is forming from an end of the piston of the second step, in position of the upper dead point, to discharge valve. Diameter of an opening for a saddle of the ball valve is equal 4MM, and the length makes 5MM. The volume of this cavity will make, taking into account space over piston which equal to one millimeter,  $V_3 = 0.16$  cm<sup>3</sup>. Then extent of compression of the second step equals

 $K_2 = \frac{1.6}{0.16} \approx 10$ . Thus the general extent of compression of the compressor will make  $K = K_1 \cdot K_2 \approx 110$ .

#### List of literature

- Круглов М. Г. Двигатели Стирлинга / М. Г. Круглов. – М.: Машиностроение, 1977. – 151 с.
- 2. Авторское свидетельство СССР №855241.
- 3. Патент Российской Федерации RU 2201517.

Поступила в редакцию 05.01.2013

#### Д-р техн. наук Арапов Б.Р., д-р техн. наук Сейтказенова К.К., канд. техн. наук Сералиев Г.Є. Нова конструкція вузла ущільнення штоків поршнів двигуна Стирлинга

Перевага пропонованої конструкції вузла ущільнення штоків робочих і витіснювальних поршнів двигуна Стирлинга полягає в тому, що завдяки поданню в міжсальниковий простір середовища, що має тиск на половину менше, ніж середній тиск робочого середовища в робочому циліндрі, натиск на окремі сальники зменшується в два рази. Це, у свою чергу, приведе до збільшення терміну служби сальників також в два і більше рази. При цьому сальники, виготовлені з фторопласту, мають тонкостінні пелюстки з конусоподібним внутрішнім отвором, що охоплює ущільнюваний шток, і з первинним натягом надіваються на них. За рахунок високого тиску середовища пелюстки сальника додатково обтискаються до поверхні штока, що забезпечує високу міру герметичності і компенсує можливі відхилення поверхні штока від ідеальної циліндричності.

Ключові слова: двигун Стирлинга, шток поршня, сальник, герметичність, тиск, ресурс.

# Арапов Б.Р., Сейтказенова К.К., Сералиев Г.Е. Новая конструкция узла уплотнения штоков поршней двигателя Стирлинга

Преимущество предлагаемой конструкции узла уплотнения штоков рабочих и вытеснительных поршней двигателя Стирлинга заключается в том, что благодаря подаче в межсальниковое пространство среды имеющей давление на половину меньше, чем среднее давление рабочей среды в рабочем цилиндре, напор на отдельные сальники уменьшается в два раза. Это, в свою очередь, приведет к увеличению срока службы сальников также в два и более раза. При этом сальники, изготовленные из фторопласта, имеют тонкостенные лепестки с конусообразным внутренним отверстием, охватывающим уплотняемый шток, и с первоначальным натягом надеваются на них. За счет высокого давления среды лепестки сальника дополнительно обжимаются к поверхности штока, что обеспечивает высокую степень герметичности и компенсирует возможные отклонения поверхности штока от идеальной цилиндричности.

Ключевые слова: двигатель Стирлинга, шток поршня, сальник, герметичность, давление, ресурс.

УДК 621.43.056+519.6

### Д-р техн. наук В. А. Богуслаев<sup>1</sup>, канд. техн. наук Д. А. Долматов<sup>2</sup>

<sup>1</sup>АО «Мотор Сич», г. Запорожье

<sup>2</sup>Национальный аэрокосмический университет им. Н.Е. Жуковского «ХАИ», г. Харьков

### ВЛИЯНИЕ РАЗРЯДНО-ИНДУЦИРОВАННЫХ КОМПОНЕНТ НА ПРОЦЕСС ГОРЕНИЯ КАПЕЛЬ УГЛЕВОДОРОДНОГО ТОПЛИВА

В статье рассматриваются вопросы корреляции скорости выгорания углеводородов и концентраций возбужденных частиц и радикалов в приповерхностных слоях капли испаряющегося топлива при воздействии электрического разряда. Рассмотрены различные конфигурации распределения важнейших веществ в окрестности реагирующей капли, установлена взаимосвязь между характером формирования ионизированного микрослоя и скоростью горения. При помощи численного моделирования изучен процесс горения и разрушения капель различного диаметра при различных долях остаточных углеводородов при прохождении через зону вторичной ионизации стационарного разряда.

**Ключевые слова:** гетерогенная среда, свободный радикал, ион, возбужденная частица, скорость горения, стационарный разряд.

#### Постановка задачи и общие вопросы гетерогенного горения

Исследование влияния химической кинетики гетерогенного горения на интегральные параметры процесса – в частности, на скорость горения и поля параметров – в настоящее время является одной из наиболее актуальных и вместе с тем наиболее сложных проблем теории горения и физической химии реагирующих сред. Методика экспериментального исследования детализированной кинетики реагирующей среды при помощи высокоточной ЛИФ-спектроскопии [1], позволяющая получать точную картину распределения параметров в ламинарных и в большинстве турбулентных гомогенных пламен низших углеводородов, не вполне применима к гетерогенным пламенам, в особенности, содержащим зоны с повышенным содержанием возбужденных нейтральных частиц и ионов. Наличие множественных границ раздела фаз и участков с большим градиентом значения диэлектрической проницаемости среды существенно усложняет спектр излучения, в том числе в диапазоне частот, соответствующих индуцированной флуоресценции [2]. Дополнительным негативным фактором является невозможность получения ЛИФ-эффекта для определенных категорий возбужденных частиц а, следовательно, и затруднительность прямого замера их концентраций. С учетом перечисленных факторов возрастает роль численных экспериментов при исследовании структуры нестандартных гетерогенных пламен, в частности, электрохимических [3-5].

Решение залачи совместного моделирования реагирующего течения и горения множественных капель с использованием детализированной кинетики генерального баланса электрохимических реакций требует очень высоких вычислительных мошностей и в настоящее время не имеет непосредственного практического приложения. Гораздо больший интерес представляет исследование взаимодействия с потоком изолированной капли либо множественных капель при заданных интегральных параметрах среды, соответствующих условиям при термическом горении с учетом теплового потока от стационарного разряда. При подобной формулировке начальных и граничных условий становится возможным многопараметрическое исследование влияния химического состава и характеристик капли на распределение параметров в пространстве и, в конечном итоге, на макропараметры процесса. Таким образом, в настоящей работе объектом исследования является одиночная капля топлива с переменным химическим составом и формой, проходящая сквозь зону вторичной ионизации разряда при различных значениях энергии свободных электронов основного тела разряда (а, следовательно, и химического состава зоны вторичной ионизации). Имеющиеся данные численных экспериментов [4], являясь недостаточными для построения достоверной многоуровневой модели горения, вместе с тем позволяют определить возможные диапазоны характерных величин, определяющих развитие горения и эволюции капли в потоке.

© В. А. Богуслаев, Д. А. Долматов, 2013

Поскольку при высоких температурах время существования жидкой фазы в потоке детерминируется суперпозицией скорости испарения, определяемой по уравнениям Клапейрона-Клазиуса и неразрывности двухфазной среды:

$$\frac{\overline{\rho}_1}{\rho_1} + \frac{\overline{\rho}_g}{\rho_g} = 1, \qquad (1)$$

$$\frac{\partial \overline{\rho}_{1,g}}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x^{j}} \left( \overline{\rho}_{1,g} \widetilde{C}^{j} \right) \pm \frac{\overline{\rho}_{1,g}}{\left\{ x; 1-x \right\}} \frac{\partial x}{\partial t} = 0, \quad (2)$$

$$\frac{\partial x}{\partial t} = \frac{T_g - T_{gs}}{T_{gs} t_{1 \to g}} - \frac{T_{1s} - T_1}{T_{1s} t_{g \to 1}},$$
 (3)

$$\frac{dp}{dT} = \frac{Q_{1g}}{T\Delta\upsilon} \tag{4}$$

и суммарного производства газообразной фазы в ходе поверхностных реакций, что для температур свыше 1900 К составляет значительно меньше среднего времени выгорания капли, то в настояшей работе рассматриваются пламена со сравнительно низкими средними температурами в зоне зажигания и ранним расположением разрядников [3]. Такой подход позволяет варьировать стартовый диаметр капли топлива при ее вхождении в зону вторичной ионизации (являющийся, разумеется, функцией начального диаметра капли и скорости редукции диаметра; находится по (1)-(4)). Хотя непосредственного взаимодействия капли с электронами разряда при заданных условиях не происходит в силу их пренебрежимо малой концентрации во вторичной зоне, мощность разряда можно использовать в качестве параметра, определяющего химический состав и температуру окружающей среды в непосредственной окрестности капли. В ходе численных экспериментов граничные условия задавались в виде функционалов от координат и энергии удаленного разряда, при этом концентрация свободных радикалов определялась в ходе анализа концентрационных коэффициентов чувствительности по электронам с заданной энергией [5].

На рис. 1 представлено поле параметров остаточных углеводородов, полученное в ходе численного моделирования электрохимических углеводородных пламен для вторичной зоны [4]. Спутная координата рассматриваемого сечения в работе [4] соответствует сечению, на 5–8 мм вниз по течению потока от сечения оси разряда. Заметная деформация и дробление капли (поскольку зоны с близкой к 100 % долей непрореагировавших углеводородов в данном случае приблизительно совпадают с жидкой фазой) позволяет варьировать стартовый размер в пределах 10–60 % от начального диаметра топливной капли; распределение концентраций остаточных  $C_X H_y$  позволяет с погрешностью не выше 15 % задавать концентрации радикалов определенного типа вблизи поверхности исследуемых капель. Статическое давление в газовой фазе принято постоянным.

Для упрощения модели (без значительного снижения точности) предполагается, что все капли в начальный момент времени представляют собой идеальные сферы с симметричным распределением веществ в радиальном направлении в приповерхностном слое, а основная зона течения — гомогенную среду с постоянными по времени концентрациями реагентов. Процесс горения капли является нестационарным, граничные условия на границах расчетной области рассчитываются на основании эйлеровых координат условного центра масс капли в установившемся течении.



Рис. 1. Распределение остаточных углеводородов (численный эксперимент)

# Влияние удаленного разряда на производство возбужденных компонент

Реагенты в неосновном состоянии, квантовом или колебательном, обладают значительно большей реакционной способностью по сравнению с базовыми веществами [6]. Однако до сих пор невыясненным остается вопрос конкретных механизмов воздействия определенных веществ на структуру пламени, интенсивность теплового потока и скорость окисления молекул топлива. В ходе проведенных численных экспериментов было установлено наличие нелинейной взаимосвязи между содержанием возбужденных гидроксильных радикалов, атомарного кислорода и некоторых отрицательных ионов и скоростью выгорания капли. С помощью программного пакета высокого уровня были получены распределения характерных параметров в трехмерном пространстве в различные моменты времени. Математическая модель, использовавшаяся при расчетах, основана на уравнениях движения турбулентной вязкой сжимаемой сплошной среды, уравнениях Максвелла для определения источникового члена производства возбужденных частиц и замыкающих уравнений состояния двухфазной среды [4].

На рис. 2—3 представлены эпюры концентраций возбужденных частиц и ионов для различной энергии свободных электронов разряда и стартового диаметра капли в момент времени  $\tau = 62,5$  мкс. Красной пунктирной линией обозначен стартовый диаметр капли. Стационарный разряд расположен справа, давление 6 атм. Электрохимические реакции вторичной зоны включают релаксацию и перезарядку (электронная эмиссия и адгезия не учитываются).













 $\delta d_s = 9$  мкм;  $\varepsilon < 30$  эВ



в)  $d_s = 22$  мкм;  $\varepsilon = 30...40$  эВ

**Рис. 3.** Молярная доля атомарного кислорода (<sup>3</sup>P, <sup>1</sup>D) и ионов O<sup>-</sup>, O<sup>2-</sup>, O<sup>2-</sup><sub>2</sub>

Как видно из результатов расчетов, картина распределения возбужденных частиц достаточно сложна. Можно отметить, что увеличение энергии разряда однозначно приводит к росту концентраций частиц с высоким порогом ионизации/возбуждения, в первую очередь - производных атомарного кислорода (см. рис. 3) и некоторых других веществ. В целом можно сделать вывод, что при любом стартовом диаметре капли и во всем рассматриваемом диапазоне энергии разряда проявляется эффект смещения зоны собственного интенсифицированного производства возбужденных радикалов и ионов в сторону разряда; при этом, очевидно, дрейфовый и диффузный вклад в долю частиц минимален (кроме производных атомарного кислорода при высокой энергии, см. рис. 3, в), а основной вклад в создание зон повышенной реакционной способности вносит сочетание турбулентного горения вблизи поверхности капли и воздействия электромагнитного поля.

# Скорость горения в различных зонах вблизи поверхности капли

Рассматривая вопрос о влиянии концентраций характерных веществ, полученных в ходе 3D-моделирования, на скорость горения  $\upsilon_f$ , были исследованы процессы на различных участках пламени. В частности, особый интерес представлял собой характер горения в зонах с одинаковым содержанием возбужденных радикалов/ионов, но различным положением относительно капли и разряда. Было установлено, что влияние концентраций контрольных веществ на  $\upsilon_f$  носит различный характер в промежутке между ближайшей к разряду проницаемой границей и на







противоположной стороне капли, причем концентрация невозбужденных частиц (углеводородных радикалов и других реагентов, участвующих в скоростьопределяющих реакциях [6]) в контрольных точках практически совпадает. На рис. 4 и 5 представлены зависимости от молярной доли возбужденных реагентов для различных участков реактора.

Как видно из рис. 4 и 5, в целом возбужденные гидроксильные радикалы сходны по воздействию на пламя со стандартными; локальное снижение скорости горения вблизи максимальных значений  $\omega_{OH*}$  следует отнести на счет падения доли топлива в соответствующей зоне очевидно, для течения с множественными каплями будет наблюдаться несколько иной род зависимости. Напротив, для капель различного диаметра при варьировании параметров разряда наблюдаются весьма существенные различия в поведении скорости горения как функции  $\omega_{O*O^-}$ 

(рис. 5). В ходе дальнейших экспериментов предполагается исследование большего числа управляющих факторов и уточнение зависимостей для модели с множественным числом капель.

#### Список литературы

- Turbulence measurements and observations of turbulent premixed flames of elevanted pressures up to 3 MPa / H. Kobayashi, T. Nakashime, T. Tamure etc. // Combustion and Flames, 1997. – Vol. 108. – P. 104–117.
- Takahashi T. Measurement of NO rotational and vibrational temperatures in arc heated flow by LIF spectroscopy / T. Takahashi, T. Yamada, Y. Inatani // 20th International Symposium on Space Technology and Science, Gifu, Japan, May 19–25, 1996.
- Законы горения / под общ. ред. Ю. В. Полежаева. – М. : Энергомаш, 2006. – 352 с.
- Долматов Д. А. Горение одиночной капли углеводородного топлива в присутствии стационарного разряда / Д. А. Долматов // Авиационно-космическая техника и технология. – 2012. – №9/96. – С. 81–86.
- Долматов Д. А. Химическая кинетика реакций возбужденных частиц при слабой ионизации среды / Д. А. Долматов, А. В. Кукурудза, М. Хадживанд // Авиационно-космическая техника и технология. – 2012. – №8/95. – С. 73–78.
- Испарение и горение капли углеводородного топлива. Неэмпирическая модель испарения капли с учетом многокомпонентной диффузии / С. М. Фролов, В. С. Посвянский, В. Я. Басевич и др. // Химическая физика. – 2004. – Т. 23. – № 4. – С. 75–83.

Поступила в редакцию 11.02.2013

# Богуслаєв В.О., Долматов Д.А. Вплив розрядно-індукованих компонент на процес горіння краплин вуглеводневого палива

Стаття містить розгляд питань кореляції швидкості вигоряння вуглеводневої краплини та концентрацій збуджених часток і радикалів у приповерхневих шарах краплини палива, що випаровується під впливом електричного розряду. Розглянуто різні конфігурації розподілу важливих речовин біля реагуючої краплини, встановлено взаємозв'язок між характером формування іонізованого прошарку і швидкістю горіння. За допомогою чисельного моделювання досліджено процес горіння та руйнування краплин різного діаметру при проходженні через зону вторинної іонізації.

*Ключові слова:* гетерогенне середовище, вільний радикал, іон, збуджена частка, швидкість горіння, стаціонарний розряд.

# Boguslaev V., Dolmatov D. Effect of discharge-induced components on hydrocarbon fuel drops burning rate

The paper considers correlation of hydrocarbons burning rate and concentration of excited particles and radicals in subsurface layers of evaporating fuel drop in presence of electric discharge. Different patterns of important matter distribution in the vicinity of active drop are considered, and correlation between the nature of ionized microlayer formation and burning rate is established. Numeric modeling was used for studies of burning and destruction processes of different diameter drops with different fractions of residual hydrocarbons in the presence of stationary discharge passing via the secondary ionization zone.

*Key words: heterogeneous medium, free radical, ion, excited particle, flame velocity, stationary arc.* 

### УДК 539.3

# Канд. техн. наук Д. В. Данильченко<sup>1</sup>, канд. техн. наук А. В. Засовенко<sup>2</sup>, канд. техн. наук Ю. В. Мастиновский<sup>2</sup>

<sup>1</sup> ТОО «ДАТА Х», <sup>2</sup> Запорожский национальный технический университет; г. Запорожье

## ТОРЦЕВОЙ УДАР ПО ОБОЛОЧКЕ С КРИВОЛИНЕЙНОЙ ОСЬЮ

В работе рассматривается действие осесимметричной краевой нагрузки на криволинейную оболочку постоянного кругового сечения, имеющую вид части тора. Задача решается численно с использованием метода характеристик.

Ключевые слова: тороидальная оболочка, торцевой удар, метод характеристик.

Качественные закономерности распространения упругих волн в тонкостенных оболочках, находящихся под действием кратковременных нагрузок, представляют интерес при оценке их прочности, жесткости и устойчивости.

Оболочки простейших канонических форм исследованы сравнительно подробно. Весьма сложными для расчета оказываются оболочки с иной геометрической структурой — трубчатые оболочки, получаемые движением образующей — плоской замкнутой кривой вдоль некоторой направляющей линии. Такие оболочки находят широкое применение, например, в качестве трубопроводов, переходных патрубков и т. п. Трубопроводы со сложным очертанием осевой линии являются самым распространенным конструктивным элементом в энергетических установках. Они применяются в агрегатах высокого давления, в циркуляционных насосах и других системах, подвергающихся различным нагрузкам — высоким давлением в сочетании со значительными вибрациями и нестационарными воздействиями.

Существующие методы анализа НДС трубопроводов традиционно строятся на базе стержневых моделей. Такой подход может быть оправдан при расчете толстостенных труб. Насколько известно авторам, решение задач для тонких торообразных оболочек в нестационарной постановке до сих пор не проводилось. Можно ожидать, что для проектировщиков и конструкторов представляют интерес конкретные результаты по расчетам оболочек, поверхность которых образована вращением вокруг оси окружности, эллипса и замкнутых многоугольников.

Основные соотношения и уравнения моментной теории оболочек вращения приводятся в работах [1, 2]. Торовую оболочку, как оболочку вращения, получаем в результате вращения вокруг оси  $z_0$  окружности радиуса  $R_1$  с радиусом центральной оси  $a_0$  ( $a_0 > R_1$ , рис. 1).



Рис. 1. Сечение оболочки с криволинейной осью

© Д. В. Данильченко, А. В. Засовенко, Ю. В. Мастиновский, 2013

Координатная поверхность определяется углом  $\theta$  (угол изгиба), задающим положение меридиальной плоскости, углом  $\phi$ , измеряемым по меридиану от оси вращения. Третья координата *z* отсчитывается по нормам к координатной поверхности (в сторону внешней нормам,

 $-\frac{h}{2} \le z \le \frac{h}{2}$ , h — толщина оболочки).

Параметрическое уравнение поверхности тора запишется так:

$$\begin{cases} x_0 = r \cos \theta; \\ y_0 = r \sin \theta; \\ z_0 = R_1 \cos \theta \end{cases}$$

Здесь r — расстояние от рассматриваемой точки M до оси вращения  $z_0$ ,

$$\begin{aligned} r &= a_0 + R_1 \sin \varphi; \\ a_0 - R_1 &\leq x_0 \leq a_0 + R_1; \\ - R_1 &\leq z_0 \leq R_1; \end{aligned} \qquad \begin{array}{l} 0 \leq \varphi \leq 2\pi; \\ 0 \leq \theta \leq 2\pi. \end{aligned}$$

Тороидальная поверхность является поверхностью смешанного типа, т. к. для  $0 < \phi < \pi$  гауссова кривизна  $\Gamma > 0$ , а при  $\pi < \phi < 2\pi$ ,  $\Gamma < 0$  (центры главных кривизн лежат по разные стороны от поверхности). Зависимость между дифференциалами дуг координатных линий и дифференциалами криволинейных координат определяется соотношениями:

$$dS_1 = A_1 d\varphi = R_1 d\varphi; \quad dS_2 = A_2 d\theta = r d\theta,$$

где коэффициенты Ляме:  $A_1 = R_1; A_2 = r = a_0 + R_1 \sin \varphi.$ 

$$R_1$$
 и  $R_2 = \frac{r}{\sin \varphi}$  — радиусы главных кривизн. За-

метим, что при  $\pi < \phi < 2\pi$ , т. е. для части тора с вогнутым вовнутрь меридианом (относительно оси вращения) радиус кривизны  $R_2$  следует брать со знаком минус.

В данной работе рассматривается продольное (осевое) распространение импульса осесимметричной краевой нагрузки. При этом для оболочки вращения должно быть определено осесимметричное распределение напряжений, в котором составляющая перемещения в перпендикулярном к меридиональной плоскости (окружности) направлении не обладает осевой симметрией. Будем считать, что определяющей является осесимметричная относительно оси оболочки составляющая движения. Поэтому, исходная система уравнений не зависит от перемещений и деформаций координатной поверхности в направлении меридиана.

Тогда уравнения движения тороидальной оболочки в безразмерном виде запишутся так:

$$\begin{cases} U_{,ss} - U_{,\tau\tau} = F_1; \\ \psi_{,ss} - \psi_{,\tau\tau} = F_2; \\ W_{,ss} - \frac{1}{c_2^2} W_{,\tau\tau} = F_3, \end{cases}$$
(1)

$$F_{1} = -c_{2}^{2}\gamma(\psi - \gamma U) - [\nu + \gamma(1 + c_{2}^{2})]W_{,s};$$
  

$$F_{2} = A(\psi - \gamma U + W_{,s});$$
  

$$F_{3} = \frac{1}{c_{2}^{2}}(1 + 2\nu\gamma + \gamma^{2})W + [\gamma + \frac{1}{c_{2}^{2}}(\nu + \gamma)]U_{,s} - \psi_{,s}.$$
 (2)

Здесь нижние индексы после запятой означают частное дифференцирование.

Связь безразмерных и размерных параметров и величин определяется равенствами:

$$\tau = \frac{tc_p}{R_1}, (t - \text{время}, c_p^2 = \frac{E}{\rho(1 - v^2)}); c_s^2 = \frac{E}{2\rho(1 + v)};$$
$$c_2^2 = k^2 \frac{c_s^2}{c_p^2} = \frac{k^2(1 - v)}{2}; \quad A = 12c_2^2\alpha^2, \quad (\alpha = \frac{R_1}{h}); \quad k = 12c_2^2\alpha^2,$$

коэффициент сдвига, у коэффициент Пуассона;

$$\gamma = \frac{R_1}{R_2}; S = \frac{S_1}{R_1}; (dS_1 = rd\theta, S_1 - \text{осевая коорди-ната}); U = \frac{V_2}{R_1}; W = \frac{V_3}{R_1}, (V_2, V_3 - \text{смещения соответ-$$

ственно вдоль осевой координаты и по нормали к оболочке;  $\psi$  — угол поворота нормали (рис. 1).

Уравнения движения оболочки с прямолинейной осью можно получить предельным переходом. Полагая  $\gamma = 0$ , ( $R_2 = \infty$ ) правые части (2) системы (1) примут вид:

$$F_1 = -vW_{,s}; F_2 = A(\psi + W_{,s}); F_3 = \frac{1}{c_2^2}(W + vU_{,s}) - \psi_{,s}.(3)$$

Система (1) с правыми частями (3) совпадает с уравнениями для круговой цилиндрической оболочки, приведенными в [3] и полученными другим методом.

Для тороидальной оболочки при  $\phi = 0$  и  $\phi = \pi$ правые части (2)  $F_i$  (*i* = 1; 2; 3) системы (1) совпадают с выражениями (3) для цилиндрической оболочки. Наиболее существенные различия движений цилиндрической и торовой оболочки

возникают при 
$$\phi = \frac{\pi}{2}$$
 ( $R_2 = a_0 + R_1$ ) и при

 $\phi = \frac{3}{2}\pi (R_2 = a_0 - R_1)$ . Для анализа особенностей

распространения упругих волн в обеих типах оболочек, вызванных ударным воздействием, начальные и граничные условия зададим в виде:

$$U = U_{,\tau} = W = W_{,\tau} = \psi = \psi_{,\tau} = 0$$
 при  $\tau = 0;$ 

 $\tau > 0$ ,  $s = \pi$ ,  $N_s = Q_s = M_s = 0$  (осевые силы и момент равны нулю).

Из последних условий следует:  $vW = -U_{,s}$ ;  $\psi = W_{,s}$ ;  $W_{,s} = 0$ ).

Поставленную задачу решим численно с использованием метода характеристик [4, 5]. Система уравнений (1) с правыми частями (2) и (3) имеет четыре семейства характеристик, которые предоставляют собой прямые линии в плоскости SOT (рис. 2).



Рис. 2. Сетка характеристик, используемая при расчетах

$$x \pm c_1 \tau = const; \ (c_1 = 1)$$

 $x \pm c_2 \tau = const;$ 

Условия вдоль этих характеристик соответственно имеют вид:

$$dU_{,\tau} \pm dU_{,s} = \pm F_1 ds;$$
  

$$d\psi_{,\tau} \pm d\psi_{,s} = \pm F_2 ds;$$
  

$$dW_{,\tau} \pm dW_{,s} = \pm F_3 ds$$

Кроме условий (4) используем условия непрерывности, которые выполняются вдоль любого направления:

$$df_i = f_{i,\tau}d\tau + f_{i,s}ds , \quad \text{где} \quad i = 1; 2; 3 ; \quad f_1 = U ;$$
  
 $f_2 = \psi ; f_3 = W .$ 

Область возмущенного движения равномерно разбивается характеристическими линиями семейства  $d_s = d_{\tau}$  на расчетную сетку (рис. 2).

Численно интегрируя вдоль отрезков характеристик соответствующие условия и используя линейную интерполяцию можно найти значения девяти неизвестных значений U,  $\Psi$ , W и их первых производных в узловых точках на характеристиках, расположенных ниже по времени  $\tau$ .

При расчете значений неизвестных в узловых точках, принадлежащих границе s = 0, используются условия на границе (4) и соотношение на характеристиках не выходящих за границы области интегрирования. Из условий (4) при s = 0, в случае задания нагрузки в виде  $U_{,\tau} = V_0$ , следует, что функции  $\Psi$  и W сеточной области, а производные U,, и U,, теряет разрыв на характеристике  $s = \tau$ , которая является границей между областью возмущенного движения и областью покоя (остальные неизвестные в точках этой характеристики равны нулю в силу непрерывности). При вычислении значений U,, и U,, в узловых точках на характеристике  $s = \tau$  используется условие  $dU_{,\tau} - dU_{,\tau} = F_1 ds$ . И условия на разрыве  $[U_{,\tau}] + [U_{,\tau}] = 0$ . Здесь  $[U_{,\tau}]$  и  $[U_{,\tau}]$  обозначают величины скачков производных на характеристике  $s = \tau$ . Следует отметить, что так как  $W_{\rm x}=0$  при  $s=\tau$  и  $U_{,\tau}=U_{,s}=0$  при  $s>\tau$ , то из условий (7) и (8) вытекает постоянство производных  $U_{,\tau}$  и  $U_{,s}$  вдоль характеристики  $s = \tau$ .

По описанной методике расчета, для сравнения, решена задача о торцевом ударе по цилиндрической и тороидальной оболочкам при условиях (4) для случая  $V_0 = \tau \cdot e^{1-\tau}$ . Исходные безразмерные параметры задавались такими:  $\Delta s = \Delta \tau = 0.001$ :  $\alpha = \frac{R_1}{2} = 50$ : v = 0.3: c = 0.542:

$$\alpha = \Delta \tau = 0,001;$$
  $\alpha = \frac{1}{h} = 50;$   $\nu = 0,3;$   $c = 0,5;$   
 $t = 8760;$   $\gamma = 0, \frac{1}{3}; \frac{1}{9}.$ 

На рис. 3 приведены распределения скоростей в момент времени  $\tau = \pi$  при  $\gamma = 0$ , что соответствует цилиндрической оболочке. На рис.4 для того же момента времени приведены распределения скоростей для  $\gamma = \frac{1}{3}$  (рис. 4, *a*) и  $\gamma = \frac{1}{9}$  (рис. 4, *б*).



Рис. 3. Распределения скоростей в момент времени  $\tau = \pi$  при  $\gamma = 0$ 



**Рис. 4.** Распределения скоростей в момент времени  $\tau = \pi$  при  $\gamma = \frac{1}{3}$  и  $\gamma = \frac{1}{9}$ 

Получено решение задачи о распространении нестационарных волн в криволинейной оболочке в волновой постановке. Достоверность результатов обеспечивается корректностью постановки задачи — уравнения получены на основе известных соотношений общей теории оболочек вращения, выполнением условия Куранта-Фридрихса-Леви, обеспечивающего сходимость метода характеристик. Полученные результаты не противоречат ожидаемой физической картине распространения волн в оболочках с криволинейной осью.

Проведено исследование влияния геометрических параметров на неустановившееся движение оболочки. Предложенная методика может применяться для решения прикладных задач теории упругости.

#### Список литературы

1. Пацюк В. И. Волновые процессы в цилиндрической оболочке при не осесимметричном продольном ударе / В. И. Пацюк, Г. А. Рыбакова, П. Ф. Сабодаш // Прикл. Механика. – 1985. – 21, № 1. – С. 35–42.

- Перцев А. К. Динамика оболочек и пластин (нестационарные задачи) / А. К. Перцев, Э. Г. Платонов – Л.: Судостроение, 1987. – 316 с.
- Сагомонян А. Я. Волны напряжения в сплошных средах/ Сагомонян А. Я. М. : Изд-во Моск. ун-та. 1985. – 416 с.
- Данильченко Д. В. Нестационарные волны в составной цилиндрической оболочке / Д. В. Данильченко, Ю. В. Мастиновский // Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні. – 2004, № 1, С. 119–122.
- Мастиновский Ю. В. Нестационарная поперечная деформация оболочки с криволинейной осью / Ю. В. Мастиновский, Д. В. Данильченко // Вісник двигунобудування. – 2008. – № 2. – С. 50–53.

Поступила в редакцию 24.09.2012

#### Данильченко Д.В., Засовенко А.В., Мастиновський Ю.В. Торцевий удар по оболонці з криволінійною віссю

В роботі розглядається дія вісесіметрічного крайового навантаження на криволінійну оболонку постійного кругового перерізу, що має вид частини тора. Задачу розв'язано чисельно з використанням методу характеристик.

Ключові слова: тороїдальна оболонка, торцевий удар, метод характеристик.

#### Danylchenko D., Zasovenko A., Mastinovskiy Y. Face impact on curved axis shell

The paper analyzes the effect of axisymmetric load on uniform circular cross-section toric shells. The task is solved numerically with the use of method of characteristics.

Key words: toric shells, edge impact, method of characteristics.

### УДК 620.192 : 669.14.018.44

#### Канд. техн. наук О. А. Глотка

Запорізький національний технічний університет, м. Запоріжжя

### АНАЛІЗ ПРИЧИН РУЙНУВАННЯ УЩІЛЬНЮЮЧОГО КІЛЬЦЯ КОМПРЕСОРА НИЗЬКОГО ТИСКУ ДВИГУНА ТВЗ-117

В роботі аналізується причина корозійного руйнування ущільнюючого кільця компресора низького тиску двигуна ТВЗ-117. Наводяться структури після кожної термічної обробки та встановлюється присутність слідів окислення. Наводяться рекомендації по усуненню невиправного дефекту, що суттєво збільшує вартість деталей.

**Ключові слова:** ущільнююче кільце, умови експлуатації, корозія, термічна обробка, азотування.

Сучасні газотурбінні установки (ГТУ) відрізняються різноманітністю конструкцій та типів (закритого, відкритого циклів), робочого тіла (тих, що працюють за рахунок спалення палива або за рахунок зовнішнього джерела тепла, наприклад тепла газів, що отримані в виробничому процесі), призначення (стаціонарні, транспортні, авіаційні, судові). Серед стаціонарних слід згадати ГТУ, що призначені для перекачування газу в магістральних газопроводах та енергетичні, зокрема, призначені для покриття піків електричних напруг [1].

Газотурбінні двигуни, для забезпечення потреб сучасного авіабудування, розробляють з максимальними показниками навантаження, що викликає зростання температур експлуатації деталей до найбільших показників. Значно менші напруження і температури приймають деталі компресорного тракту, але вимоги до цих матеріалів залишаються доволі високими.

Сучасні компресори в потужних двигунах створюють потік повітря в осьовому напрямку. Вони складаються з ступеней, що утворені нерухомими соплами та лопатками, що обертаються. Від ступені до ступені потік повітря стискається, підвищується температура, ступінь стискання може сягати від 16 до 25 [2].

Для підвищення зносостійкості, контактної витривалості, корозійної стійкості, витривалості поверхні деталей ГТУ широко використовують азотування. Вироби, які пройшли таку хіміко-термічну обробку, експлуатуються до температур біля 300 °С довготривало зберігаючи властивості. Таким чином, навантажені деталі, за рахунок азотування, будуть теплостійкими та зносостійкими одночасно, що збільшує спектр їх використання у газотурбобудуванні.

Однією з таких деталей є ущільнююче кільце, яке повинно забезпечувати щільність з'єднання за рахунок контакту з корпусом компресора. Зона інтенсивного зношення оброблюється азотуванням та експлуатується при температурі 550 °С. Вихід з ладу деталі призведе до порушення герметичності, що знизить експлуатаційні показники компресору.

Отже, аналіз причин виходу з ладу та обговорення можливостей вирішення поставленої задачі, такої важливої деталі як ущільнююче кільце, є актуальною проблемою газотурбінного виробництва.

#### Матеріал і методика дослідження

Кільце ущільнююче виготовлено із конструкційної сталі 13X11H2B2MФ Ш (ЭИ 961 Ш), яка має хімічний склад та властивості у відповідності з ТУ 14 1 3297 82, ГОСТ 5632-72 та ГОСТ 5949 75. Проходить термічну обробку, до азотування, за режимом: гартування 1040  $\pm$  10 °C, охолодження в маслі та відпускання 650  $\pm$ 10°C, охолодження в маслі.

Аналіз мікроструктури та хімічного складу виконували на растровому електронному мікроскопі «PEM-106Ї», що оснащений системою енергодисперсійного аналізу, за прискорювальної напруги 20 кВ у вторинних електронах. Кількісний рентгеноспектральний мікроаналіз виконано порівнянням одержаних спектрограм з еталонними, які записані в базу комп'ютера від еталонних матеріалів. Точність детектування елементів спектрометром знаходилася на рівні 0,1 % (мас.).

Зразки перед випробуванням механічно шліфували, полірували та травили в 10% розчині НСІ впродовж 10...15 с.

#### Обговорення результатів

Після повного спектру термічної обробки на поверхні, що пройшла азотування, були виявлені сліди корозії, які не допускаються нормативними документами (рис. 1).

Форма корозійних вкраплень має різний характер, від витягнутих до сферичних отворів, що

хаотично розміщуються по азотованому шару товщиною 200—250 мкм. Шар має щільну структуру без відшаровування від основного металу з плавною зоною переходу.

Основною метою було визначення причин утворення корозії в поверхневому шарі матеріалу. Для досягнення поставленої мети було запропоновано визначення хімічного складу матеріалу ущільнюючого кільця, для порівняння з технічними умовами постачання. Дослідження проводилося на растровому електронному мікроскопі PEM-106İ, що оснащений системою енергодисперсійного аналізу, який показав результати, що узгоджуються з наведеними в документації значеннями (табл. 1).

Таким чином хімічний склад сталі відповідає нормованим значенням, а отже не може привести до збільшення швидкості корозії.



**Рис. 1.** Мікроструктура азотованого шару після термічного оброблення

Ймовірно руйнування поверхневого шару проходить на деякому етапі термічного оброблення, на якому не дотримуються технічних рекомендацій. Детальний аналіз мікроструктури (рис. 2), після кожного виду термічної обробки, виявив утворення в поверхневих шарах окисли після гартування від температури 1040 $\pm$ 10 °C. Нагрівання проходить в печі СНО, що є неприпустимим для сталі 13Х11Н2В2МФ Ш (ЭИ-961 Ш), оскільки інтенсивне окислення в ній розвивається при температурі 750 °C. Хоча виріб після гартування і проходить обдирання поверхні, для зняття окислів, однак повністю вони не зникають, а подальше азотування зберігає в структурі сліди корозії, що починають інтенсивно розвиватися.

Таким чином деталь має невиправний дефект, що змушує виробника повністю утилізувати виріб, без можливості зняття пошкодженого шару поверхні.



Рис. 2. Мікроструктура сталі після гартування

Для усунення вказаного недоліку термообробки, з максимально наближеними технологіями до технологій підприємства, можливо зробити наступні кроки:

 збільшити припуск на механічну обробку (обдирання), для повного усунення шару зі слідами корозії;

 виконувати нагрівання під гартування в захисній атмосфері, що повністю усунить присутність корозії та таку операцію як обдирання;

**Таблиця 1** — Хімічний склад сталі 13Х11Н2В2МФ Ш (ЭИ 961 Ш) згідно ГОСТ 5632-72 та експериментальні значення

	Масова частка елементів, %										
	С	Si	Mn	Cr	Ni	W	Mo	V	Fe	S	Р
ГОСТ 5632-72	0,1–0,16	Не більш 0,6	Не більш 0,6	10,5–12,0	1,50–1,80	1,6–2,0	0,35–0,5	0,18–0,3	основа	Не більш 0,025	Не більш 0,030
Експериментальний результат	0,1	0,5	0,54	11,7	1,62	1,78	0,42	0,27	основа	_	_

- змінити марку сталі на більш леговану (з рівнем хрому на рівні 17-20% (мас.), що підвищить корозійну стійкість виробів, але може привести до незначного збільшення часу азотування.

#### Висновки

Виходячи з аналізу отриманих результатів, можливо зробити наступні висновки:

1. Виявлена корозія поверхневого азотованого шару сталі 13Х11Н2В2МФ-Ш (ЭИ-961 Ш), що знижує експлуатаційні властивості ущільнюю-чого кільця компресора низького тиску двигуна ТВЗ-117. Такий дефект є невиправним, тому суттєво впливає на вартість виробництва.

2. Встановлено причини виникнення корозії в поверхневому азотованому шарі сталі 13X11H2B2MФ-Ш (ЭИ-961 Ш), це викликано недосконалістю процесу термообробки.

3. Приведені рекомендації по усуненню подальшого виникнення такого виду невиправного дефекту.

#### Список літератури

- Гецов Л. Б. Детали газовых турбин: Материалы и прочность / Л. Б. Гецов – Л. : Машиностроение, 1982. – 296 с.
- Каблов Е. Н. Литые лопатки газотурбинных двигателей (сплавы, технология, покрытия) / Е. Н. Каблов – М. : МИСИС, 2001. – 632 с.

Поступила в редакцию 20.11.2012

# Глотка А.А. Анализ причин разрушения уплотнительного кольца компрессора низкого давления двигателя TB3-117

В работе анализируется причина коррозионного разрушения уплотнительного кольца компрессора низкого давления двигателя ТВЗ-117. Приводятся структуры после каждой термической обработки и устанавливается присутствие оксидов. Приводятся рекомендации по устранению неисправимого дефекта, что существенно увеличивает стоимость деталей.

**Ключевые слова:** уплотнительное кольцо, условия эксплуатации, коррозия, термическая обработка, азотирование.

# Glotka A. Analysis of causes of destruction of low-pressure compressor sealing ring of TV3-117 engine

The work analyses the causes of corrosive damage of low-pressure compressor sealing ring of TV3-117 engine. Structures after each heat treatment are presented, and presence of oxides is established. Given in the work are recommendations on elimination of nonrepairable defect that significantly increases parts cost.

Key words: sealing ring, operating conditions, corrosion, heat treatment, nitriding.

УДК 629.7.036:539.4

Канд. техн. наук Р. П. Придорожный<sup>1</sup>, канд. техн. наук А. В. Шереметьев<sup>1</sup>, д-р техн. наук А. П. Зиньковский<sup>2</sup>

<sup>1</sup>ГП «Ивченко-Прогресс», г. Запорожье <sup>2</sup>Институт проблем прочности им. Г. С. Писаренко НАН Украины, г. Киев

## ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ АЗИМУТАЛЬНОЙ ОРИЕНТАЦИИ НА НАПРЯЖЕННОСТЬ МОНОКРИСТАЛЛИЧЕСКОЙ ОХЛАЖДАЕМОЙ ЛОПАТКИ В СИСТЕМЕ ПЕРФОРАЦИОННЫХ ОТВЕРСТИЙ

В статье исследовано влияние азимутальной кристаллографической ориентации на прочность монокристаллических охлаждаемых рабочих лопаток с учетом особенностей их системы перфорационных отверстий. Установлено, что улучшение эффективности системы охлаждения и рациональный выбор азимутальной кристаллографической ориентации монокристаллических охлаждаемых рабочих лопаток турбин обеспечивает повышение их надежности и ресурса.

**Ключевые слова**: охлаждаемая рабочая лопатка турбины, перфорационное отверстие, монокристаллический жаропрочный никелевый сплав, азимутальная кристаллографическая ориентация, расчетная модель, тепловое состояние, напряженное состояние.

#### Введение и постановка задачи

Применяемые при создании современных охлаждаемых рабочих лопаток турбин монокристаллические жаропрочные никелевые сплавы и методы управления процессами их кристаллизации во многом определяют конструктивные решения, работоспособность и надежность лопаток. При этом технологические возможности производства монокристаллических лопаток и формирование оптимальной структуры с необходимым уровнем характеристик конструкционной прочности, обеспечивающих требуемый ресурс, нередко связывают с аксиальной кристаллографической ориентацией (ориентация продольной оси) монокристаллической лопатки, недооценивая влияние ее азимутальной ориентации (ориентация поперечных осей) на ее напряженно-деформированное состояние. Известно, что вследствие анизотропии свойств монокристалла, возможное изменение азимутальной ориентации для характерной аксиальной ориентации <001> монокристаллической охлаждаемой лопатки приводит к изменению модуля упругости в поперечном направлении в 1,7 раза [1]. В условиях неоднородности распределения температур в лопатке это может привести к существенной зависимости напряженного состояния охлаждаемой монокристаллической лопатки от выбора ее азимутальной ориентации [2-4].

Вместе с тем следует отметить, что современные охлаждаемые лопатки обладают развитой системой охлаждающих каналов и перфорационных отверстий. Эти зоны являются наиболее опасными с точки зрения прочности зонами лопатки, где наблюдается не только значительная неравномерность распределения температур, но и высокий уровень концентрации напряжений. Поэтому возникает необходимость оценки влияния азимутальной ориентации на напряженность монокристаллической охлаждаемой лопатки в зонах повышенной неравномерности температур и концентрации напряжений, что и является целью данной работы.

# Объект исследования и его расчетные модели

С этой целью в качестве объекта исследования в работе рассматривается охлаждаемая монокристаллическая рабочая лопатка ТВД двигателя Д18-Т, изготовляемая из сплава ЖС32-ВИ, модели фрагмента пера которой представлены на рис. 1. Исходная конструкция рабочей лопатки (см. рис. 1, а) имеет двухрядную систему перфорационных отверстий на входной кромке с диаметром d = 0,6 мм и углом наклона к внешней поверхности пера  $\alpha = 45^{\circ}$ . Модернизация системы перфорационных отверстий на входной кромке лопатки позволила повысить эффективность системы охлаждения данной лопатки. В ходе расчетно-экспериментальных исследований была разработана наиболее оптимальная с точки зрения охлаждения трехрядная система перфорационных отверстий на входной кромке с диаметром d = 0.5 мм и углом наклона к внешней поверхности пера  $\alpha = 60$  (см. рис. 1, б).

#### Результаты расчетов и анализ НДС

Первоначально для установления закономерностей влияния азимутальной ориентации на напряженность монокристаллической охлаждаемой лопатки методом конечных элементов были проведены расчеты ее теплового состояния на установившемся максимальном взлетном режиме двигателя. Распределения температур на входной кромке пера охлаждаемой рабочей лопатки ТВД с исходной и модернизированной системами перфорационных отверстий показаны на рис. 2. Данные теплового состояния рассматриваемой рабочей лопатки ТВД на взлетном режиме двигателя, которые приведены в табл. 1, свидетельствуют об уменьшении как максимальной  $T_{\rm max}$ , так и минимальной T<sub>min</sub> температуры в окрестности перфорационного отверстия на входной кромке лопатки с модернизированной системой перфорационных отверстий. При этом, в модернизированной лопатке по сравнению с ее исходной конструкцией лишь незначительно возрастает перепад температур  $\Delta T$  в окрестности перфорационного отверстия, но при этом температура  $T_{\kappa}$  в наиболее напряженной точке отверстия, расположенной на границе пересечения перфорационного отверстия с охлаждающим каналом, значительно ниже. Поэтому, наряду с влиянием параметров отверстий на характеристики напряженно-деформированного состояния рассматриваемых конструкций монокристаллической охлаждаемой рабочей лопатки ТВД, существенное влияние оказывает и их тепловое состояние.

Таблица 1 — Значения характеристик температурного состояния рассматриваемых конструкций рабочей лопатки ТВД на взлетном режиме эксплуатации двигателя

Тип конструкции рабочей лопатки ТВД	T <sub>min</sub> , °C	r <sub>max</sub> , °C	Δ <i>T</i> , °C	<i>Т</i> <sub>к</sub> , °С
исходная	878	1009	131	889
модернизированная	820	957	137	831



Рис. 1. Модели фрагмента пера охлаждаемой рабочей лопатки ТВД с исходной (*a*) и модернизированной (б) системами перфорационных отверстий



**Рис. 2.** Температурное состояние входной кромки пера охлаждаемой рабочей лопатки ТВД с исходной (*a*) и модернизированной (*б*) системами перфорационных отверстий

Для установления закономерностей влияния азимутальной ориентации на долговечность и надежность исследуемой монокристаллической охлаждаемой рабочей лопатки, были использованы конечноэлементные модели фрагментов исходной и модернизированной лопатки (см. рис. 1), а в качестве критерия оценки – относительное изменение уровня эквивалентных напряжений в наиболее напряженной точке перфорационного отверстия, при различной азимутальной ориентации лопатки. Здесь следует отметить, что в работе рассматривались модели фрагментов монокристаллических лопаток, продольная ось которых совпадает с кристаллографическим направлением <001>. Как известно [4], этот случай и является наиболее важным для современных монокристаллических лопаток с большими температурными перепадами по сечению.

Все расчеты НДС исследуемых лопаток проводились в упругопластической постановке без учета процессов ползучести материала.

Изменяя положение главных осей монокристалла x, y относительно осей лопатки x', y' в плоскости поперечного сечения на угол  $\varphi$  (рис. 3), определялось влияние азимутальной ориентации на напряженное состояние лопатки в наиболее напряженной точке перфорационного отверстия.



Рис. 3. Системы декартовых координат, описывающих главные оси монокристалла (*xyz*) и положение поперечного сечения лопатки (*x* '*y* '*z* ')

Влияние азимутальной ориентации представлено плоскими замкнутыми кривыми, когда одно из направлений в кристалле (в данном случае <001>) зафиксировано, а два других вращаются вокруг первого, не изменяя положения самого кристалла в пространстве. Каждая точка замкнутой кривой определяет относительный уровень эквивалентных напряжений в наиболее напряженной точке перфорационного отверстия при различной азимутальной ориентации для выбранного кристаллографического направления <001> продольной оси лопатки. Для исследуемых исходной и модернизированной монокристаллических охлаждаемых рабочих лопаток на рис. 4 в таком виде приведены относительные распределения эквивалентных напряжений ( $K_{\sigma}$ ) в наиболее напряженной точке перфорационного отверстия в зависимости от азимутальной ориентации лопатки ( $\varphi$ ) при отсутствии отклонения ее продольной оси.



Рис. 4. Распределения относительных эквивалентных напряжений в наиболее напряженной точке перфорационного отверстия исходной (*a*) и модернизированной (б) монокристаллических охлаждаемых рабочих лопаток от азимутальной ориентации исходной лопатки

Анализ результатов расчетов показывает, что для исходной лопатки влияние азимутальной ориентации достигает 27 %, а для модернизированной не превышает 13 %.

Основываясь на механизмах деформирования и разрушения монокристаллов жаропрочных никелевых сплавов, для оценки влияния азимутальной ориентации на напряженное состояние охлаждаемых монокристаллических лопаток были также определены приведенные к действующим системам скольжения касательные напряжения [3]. Опыт эксплуатации исследуемых лопаток показывает, что деформирование и разрушение монокристаллов рассматриваемых материалов в перфорационных отверстиях преимущественно осуществляется в октаэдрических системах скольжения независимо от изменения азимутальной ориентации [1, 5].

В виде замкнутых кривых на рис. 5 для исследуемых исходной и модернизированной монокристаллических охлаждаемых рабочих лопаток приведены относительные распределения эквивалентных напряжений ( $K_{\alpha}$ ) в наиболее напряженной точке перфорационного отверстия в зависимости от азимутальной ориентации лопатки (ф) при отсутствии отклонения ее продольной оси.



Рис. 5. Распределения относительных приведенных касательных напряжений в наиболее напряженной точке перфорационного отверстия исходной (*a*) и модернизированной (*б*) монокристаллических охлаждаемых рабочих лопаток от азимутальной ориентации исходной лопатки

Как видно (см. рис. 4 и 5), распределения относительных эквивалентных и приведенных касательных напряжений для конкретной лопатки обладают общими закономерностями.

С другой стороны, при модернизации системы перфорационных отверстий, изменяется вид распределений относительных эквивалентных и приведенных касательных напряжений в зависимости от азимутальной ориентации лопатки. Оптимальное азимутальное расположение главных осей монокристалла по отношению к осям исходной лопатки в плоскости ее поперечного сечения, при котором имеет место минимальный уровень максимальных напряжений для лопатки с кристаллографическим направлением <001>, соответствует  $\phi = -10^{\circ}$ . Однако, для модернизированной лопатки такая азимутальная ориенташия уже не соответствует минимальному уровню максимальных напряжений. Более того, она соответствует максимальному уровню напряжений в лопатке, как это видно из распределения напряжений, а минимальный уровень максимальных напряжений для модернизированной лопатки с кристаллографическим направлением <001>, соответствует  $\phi = -40$ °.

Анализ результатов расчетов показывает, что с учетом сдвигового механизма деформирования и разрушения монокристаллов жаропрочных никелевых сплавов для исходной лопатки влияние азимутальной ориентации в наиболее напряженной точке перфорационного отверстия достигает 25 %, что практически совпадает с результатами, полученными при анализе распределения относительных эквивалентных напряжений. Для модернизированной лопатки влияние азимутальной ориентации возросло до 18 %. Таким образом, полученные зависимости говорят о существовании оптимального азимутального расположения главных осей монокристалла по отношению к осям лопатки в плоскости ее поперечного сечения и значительном влиянии азимутальной ориентации на напряженное состояние охлаждаемой монокристаллической лопатки.

#### Заключение

На основании анализа результатов расчета монокристаллической охлаждаемой лопатки в зонах повышенной неравномерности температур и концентрации напряжений было установлено:

1. Для достоверного выбора азимутальной ориентации монокристаллических лопаток необходимо охарактеризовать их сложное напряженное состояние в целом, основываясь на механизмах деформирования и разрушения монокристаллов жаропрочных никелевых сплавов.

2. Прочность и надежность монокристаллической лопатки могут быть повышены за счет рациональной регламентации азимутальной ориентации в наиболее опасной зоне ее пера.

Разработанная наиболее эффективная, с точки зрения охлаждения, система перфорационных отверстий на входной кромке охлаждаемой монокристаллической рабочей лопатки позволяет уменьшить влияние азимутальной ориентации на ее напряженность.

#### Список литературы

- Шалин Р. Е. Жаропрочность сплавов для газотурбинных двигателей / Р. Е. Шалин, И. П. Булыгин, Е. Р. Голубовский – М.: Металлургия, 1981. – 120 с.
- Придорожный Р. П. Расчетное исследование объемного напряженного состояния монокристаллической охлаждаемой лопатки турбины / Р. П. Придорожный // Авіаційно-космічна техніка і технологія. – 2002. – Вип. 34. – С. 119–123.
- Придорожный Р. П. Особенности влияния кристаллографической ориентации на усталостную прочность монокристаллических рабочих лопаток турбин / Р. П. Придорожный, А. В. Шереметьев // Авиационно-космическая техника и технология. – 2005. – № 10 (26). – С. 55–59.

- Придорожный Р. П. Особенности азимутальной кристаллографической ориентации охлаждаемых рабочих лопаток турбин / Р. П. Придорожный, А. В. Шереметьев, А. П. Зиньковский // Вестник двигателестроения. 2011. № 1. С. 58–62.
- Экспериментальная оценка характеристик многоцикловой усталости монокристаллических образцов и рабочих охлаждаемых лопа-

ток из никелевых сплавов / [Е. Р. Голубовский, А. Н. Стадников, С. А. Черкасова, А. Н. Петухов] // Современные методы обеспечения прочностной надежности деталей авиационных двигателей / Под ред. Ю. А. Ножницкого, Б. Ф. Шорра, И. Н. Долгополова. – М.: ТОРУС ПРЕСС, 2010. – 456 с.

Поступила в редакцию 26.12.2012

#### Придорожний Р.П., Шереметьсв О.В., Зіньковський А.П. Оцінка впливу азимутальної орієнтації на напруженість монокристалічної охолоджуваної лопатки у системі перфораційних отворів

У статті досліджено вплив азимутальної кристалографічної орієнтації на міцність монокристалічних охолоджуваних робочих лопаток турбін з урахуванням особливостей їх системи перфораційних отворів. Встановлено, що поліпшення ефективності системи охолодження та раціональний вибір азимутальної кристалографічної орієнтації монокристалічних охолоджуваних робочих лопаток турбін забезпечує підвищення їх надійності і ресурсу.

**Ключові слова**: охолоджувана робоча лопатка турбіни, перфораційний отвір, монокристалічний жароміцний нікелевий сплав, азимутальна кристалографічна орієнтація, розрахункова модель, тепловий стан, напружений стан.

#### Pridorozhny R., Sheremetiev A., Zinkovskiy A. Assessment of effect of azimuth orientation on stressed state of single-crystal cooled turbine blade with pin holes system

The paper investigates the effect of azimuthal crystallographic orientation on strength of single-crystal cooled rotor blades with account of peculiar features of their pin holes system. It has been established that improvement of efficiency of cooling system and rational choice of azimuthal crystallographic orientation of cooled single-crystal turbine blades enhances blades reliability and durability.

*Key words:* cooled turbine rotor blade, pin hole, single-crystal high-temperature nickel alloy, azimuthal crystallographic orientation, computational model, thermal state, stressed state.

### УДК 629.7.036:539.4

#### А. В. Петров, В. В. Тихомиров, В. В. Донченко

ГП «Ивченко-Прогресс», г. Запорожье

## ВЛИЯНИЕ МАСШТАБНОГО ФАКТОРА И ВИДА ГРАНИЧНЫХ УСЛОВИЙ НА СОБСТВЕННЫЕ ЧАСТОТЫ И ФОРМЫ КОЛЕБАНИЙ ЛОПАТОК АВИАЦИОННЫХ ГТД С РАЗЛИЧНЫМИ ТИПАМИ ЗАМКОВЫХ СОЕДИНЕНИЙ

Проведен расчетно-экспериментальный анализ по оценке влияния вида граничных условий на собственные частоты и формы колебаний рабочих лопаток компрессоров авиационных ГГД в зависимости от масштабного фактора и типа замкового соединения. Выполнена статистическая обработка результатов. Даны практические рекомендации по выбору граничных условий при проектировании лопаток.

Ключевые слова: авиационный ГГД, рабочие лопатки компрессора, расчетно-экспериментальный анализ, собственная частота, форма колебаний, граничные условия, масштабный фактор, тип замкового соединения.

#### Введение

Отстройка рабочих лопаток компрессоров авиационных ГТД от опасных резонансов на этапе проектирования является необходимым условием обеспечения их надежной работы [1, 2]. Для этого выполняются серии расчетов собственных частот и форм колебаний лопаток с различной геометрией и граничными условиями, с целью получения необходимых запасов от резонансов с гармониками возбуждения, по которым может иметь место повышенный уровень динамических напряжений в эксплуатации. Следовательно, повышение точности и достоверности расчетного определения спектра собственных частот и форм колебаний лопаток авиационных ГТД при их проектировании с учетом их конструктивных особенностей является важной научной и практической задачей.

#### Постановка задачи исследования

Применение современных методик расчета с использованием моделей высокого уровня, в первую очередь на основе метода конечных элементов, позволяет с достаточной для практики точностью определять собственные частоты и формы колебаний лопаток ГТД [3, 4]. Однако, как показывает практика, разброс расчетных собственных частот лопаток по некоторым формам колебаний в зависимости от вида применяемых граничных условий. типа замкового соединения лопаток с диском и размеров лопатки (масштабного фактора) может достигать достаточно больших величин.

В работе [5] показано влияние вида граничных условий на спектр собственных частот для

© А. В. Петров, В. В. Тихомиров, В. В. Донченко, 2013

рабочих лопаток компрессоров авиационных ГТД с различными типами замкового соединения, однако полученные результаты не учитывали масштабного фактора лопаток.

В данной работе приведены результаты расчетно-экспериментального анализа влияния масштабного фактора и вида граничных условий на собственные частоты лопаток компрессоров авиационных ГТД с замковыми соединениями трех типов — «двузубая елка», «ласточкин хвост» и «ласточкин хвост» кольцевого типа (рис. 1) при их колебаниях по 1 изгибной (1И), 1 крутильной (1К) и 2 изгибной (2И) формам.



Рис. 1. Исследуемые типы замковых соединений лопаток:

 - «двузубая елка»; б – «ласточкин хвост»; в - «ласточкин хвост» кольцевого типа

#### Описание метолики исследования

Исследуемые лопатки, в зависимости от высоты пера ( $H_a$ ), условно разделялись на три масштабные группы:

- при *H<sub>a</sub>* ≤ 50 мм − мелкие;
- при 50 мм < H<sub>n</sub> < 100 мм средние;</li>
  при H<sub>n</sub> > 100 мм крупные.

В каждую масштабную группу отбиралось 3...7 лопаток каждого типа замкового соединения. Общее количество исследованных лопаток – 24 шт.

Расчеты собственных частот и форм колебаний лопаток выполнялись по методу конечных элементов с использованием трехмерных моделей. К лопаткам прикладывались три вида граничных условий: жесткая заделка (рис. 2, a), запрещение перемещений по нормали к рабочим поверхностям хвостовика — симметричные граничные условия (рис. 2,  $\delta$ ) и расчет совместно с диском.



**Рис. 2.** Исследуемые виды граничных условий: *a* – жесткая заделка; *б* – симметричные граничные условия; *в* – расчет с диском

При расчетах лопаток совместно с диском использовалась модель, включающая в себя циклосимметричный сектор диска с одной лопаткой, к границам которого прикладывались условия циклической симметрии, а рабочие поверхности хвостовика лопатки и межпазового выступа диска связывались условиями совместности перемещений (рис. 2, в). Данная модель позволяет решать задачу собственных значений в линейной постановке в рамках модального анализа, в результате решения которой получаются спектры собственных частот в виде семейств с различными числами узловых диаметров. Применение более сложных моделей, например, учитывающих контактное взаимодействие в замковых соединениях при колебаниях лопаток вызывают необходимость решения задачи вынужденных нелинейных колебаний [6-8], требующей значительных машинных ресурсов и временных затрат, часто сопряженной с недостатком исходных данных (величины нестационарных по окружности газовых сил, коэффициенты демпфирования и др.), что не всегда оправдано на этапе проектирования. Расчеты лопаток совместно с диском выполнялись только при достаточно больших разбросах собственных частот (более 10 %), полученных при использовании жесткой заделки и симметричных граничных условий.

Для анализа влияния вида применяемых граничных условий в зависимости от геометрических размеров лопаток и типа замкового соединения использовалась расчетно-экспериментальная методика, в ходе которой расчетные значения собственных частот лопаток, полученные с различными видами граничных условий, сравнивались с экспериментальными данными, полученными как на вибростенде, так и тензометрировании на работающем двигателе. Полученные результаты изображались графически на резонансно-частотных диаграммах (рис. 3). Аналогичные резонансно-частотные диаграммы строились для всех исследуемых лопаток. На основании расчетно-экспериментального анализа полученных резонансно-частотных диаграмм строились гистограммы, показывающие распределения предпочтительных видов граничных условий в зависимости от формы колебаний, масштабного фактора лопаток и типа замковых соединений. Выбор подходящих граничных условий осуществлялся на основе статистической обработки результатов методом голосования.





#### Анализ полученных результатов

Как показывают результаты проведенного исследования, с увеличением масштабного фактора лопаток изменение их собственных частот в зависимости от вида граничных условий и типа замкового соединения, в основном, имеет тенденшию к снижению или остается практически постоянным. Однако, встречаются такие формы колебаний лопаток, в которых в колебательное движение помимо пера вовлекается хвостовик. Данные формы колебаний становятся чувствительными к виду граничных условий, что может приводить к достаточно большим разбросам расчетных значений собственных частот колебаний лопаток (12...25 %). Для этих случаев проводились расчеты собственных частот и форм колебаний лопаток совместно с диском, поскольку при этом моделируется жесткость заделки лопатки наиболее близкая к реальной.

Примером таких форм колебаний для лопаток с замковым соединением «ласточкин хвост» кольцевого типа могут служить колебания по 1 изгибной форме, при которых сочетаются два вида движения — в плоскости максимальной и минимальной жесткости пера лопатки. Для лопаток с замковыми соединениями типа «ласточкин хвост» и «двузубая елка» — колебания по 2 изгибной форме, при которых сочетаются движения в двух указанных выше плоскостях. Данные формы колебаний, как правило, встречаются в крупногабаритных лопатках с относительно тонкой ножкой хвостовика.

В таблице 1 приведены величины процентных отношений максимальных суммарных относительных динамических перемещений в хвостовике и пере лопатки  $\left( \overline{u_{\Sigma x \theta}} / \overline{u_{\Sigma n e p a}} \right)$  при колебаниях по исследуемым формам. Данные соотношения приведены в качестве примера для лопатки с хвостовиком типа «двузубая елка» мелкой масштабной группы ( $H_a = 45$  мм), резонансно-частотная диаграмма которой приведена на рис. 3. Как видно из таблицы 1, для 2 изгибной формы колебаний лопатки имеет место наибольшее соотношение динамических перемещений хвостовика по отношению к перемещениям пера, что приводит к наибольшему разбросу собственных частот лопатки по этой форме колебаний в зависимости от применяемого вида граничных условий (рис. 3).

Следует отметить, что соотношения динамических перемещений, приведенные в таблице 1, качественно сохраняются и для лопаток с другими геометрическими размерами и типами замковых соединений, а отношение  $\overline{u}_{\Sigma X B}/\overline{u}_{\Sigma nepa}$  может служить критерием чувствительности форм колебаний к виду граничных условий.

На рис. 4 показаны расчетные зависимости относительной величины разброса собственных частот колебаний, вызываемого граничными условиями типа «жесткая заделка» и «симметричные» ( $\Delta f^{zy}$ , %) от высоты пера лопаток для исследуемых типов замковых соединений и форм колебаний. Совокупности расчетных точек для каждой формы колебаний аппроксимировались полиномами 2–3 степени. Величина  $\Delta f^{zy}$  определялась следующим образом:

$$\Delta f^{zy} = \left| 100 \% - (f_{cum} / f_{scecm}) \cdot 100 \% \right|,$$

где *f*<sub>сим</sub> — собственная частота лопатки, полученная в расчете с симметричными граничными условиями, Гц;

 $f_{xeecm}$  — собственная частота лопатки, полученная в расчете с жесткими граничными условиями, Гц.

Как видно из рис. 4, *a*, с увеличением размеров лопаток с замковым соединением типа «двузубая елка» разброс частот  $\Delta f^{zy}$  по 1 крутильной и 2 изгибной формам колебаний уменьшается с 7 до 3 % и с 12 до 8 % соответственно, а по 1 изгибной форме колебаний имеет небольшую тенденцию к росту с 6 до 8 %.

Для лопаток с замковыми соединениями типа «ласточкин хвост» и «ласточкин хвост» кольцевого типа при колебаниях по 1 изгибной и 1 крутильной формам колебаний зависимость  $\Delta f^{zy} = f(H_n)$ практически постоянная, а разброс по ним не превышает 5 % (рис. 4,  $\delta$  и рис. 4,  $\theta$ ). Однако, при колебаниях данных лопаток по 2 изгибной форме, с увеличением масштабного фактора лопаток разброс частот  $\Delta f^{zy}$  нелинейно возрастает до 20 % для лопаток с хвостовиками типа «ласточкин хвост» и 14 % — для замкового соединения «ласточкин хвост» кольцевого типа, что говорит о высокой чувствительности данной формы колебаний к виду применяемых граничных условий.

**Таблица 1** — Соотношение между относительными динамическими перемещениями в хвостовике и пере лопатки, %

Форма колебаний	Вид граничных условий					
	Симметричные	Жесткая заделка	Расчет совместно с диском			
1 изгибная	1,555	0,535	0,537			
1 крутильная	3,922	1,010	1,542			
2 изгибная	7,043	2,547	11,82			

Выбор предпочтительного вида граничных условий для расчетов собственных частот и форм колебаний лопаток осуществлялся по гистограммам, построенным для лопаток исследуемых масштабных групп, типов замковых соединений и форм колебаний (рис. 5) методом голосования.

Данные гистограммы представляют собой наборы статистических данных в виде распределений определенного количества лопаток, для которых принят тот или иной вид граничных условий для каждой из исследуемых форм колебаний, которые строились по результатам анализа расчетно-экспериментальных резонансно-частотных диаграмм лопаток. Гистограммы для крупных лопаток с замковым соединением «ласточкин хвост» кольцевого типа не приведены в связи с отсутствием лопаток данного типа на двигателях.



Рис. 4. Зависимости расчетного разброса частот, обусловленного граничными условиями, от высоты пера лопатки:
 *a* - «двузубая елка»; *δ* - «ласточкин хвост»; *в* - «ласточкин хвост» кольцевого типа;
 \_\_\_\_; ◆ - 1 изгибная форма; \_\_\_\_; ■ - 1 крутильная форма; \_\_\_\_; ▲ - 2 изгибная форма



Рис. 5. Гистограммы, показывающие распределение предпочтительного выбора вида граничных условий для лопаток в зависимости от масштабного фактора, типа замкового соединения и формы колебаний

На гистограммах предусмотрены три вида рекомендуемых граничных условий — жесткие, симметричные и когда допустимо применять любой из этих двух вариантов, т.е. вид граничных условий не принципиален. Последний результат выбирался в случае, если рассчитанные с разными граничными условиями собственные частоты лопаток мало отличаются друг от друга ( $\Delta f^{ay} \le 2\%$ ) или оба значения данных частот находились внутри экспериментального диапазона. Вид выбранных граничных условий определялся по большинству «голосов» за каждый.

Таким образом, в результате проведенного расчетно-экспериментального анализа, сформированы практические рекомендации по рациональному выбору граничных условий для лопаток авиационных ГТД в зависимости от их масштаба и типа замковых соединений, приведенных в табл. 2.

Очевидно, что в случае различия данных по выбору граничных условий для разных форм колебаний лопаток одного типа (табл. 2), в расчетах необходимо применять тот вид граничных условий, который выбран для большинства форм колебаний данной лопатки, однако для отстройки конкретной формы колебаний от опасного резонанса целесообразно применять тот вид граничных условий, который наиболее подходит к ней по результатам проведенного расчетно-экспериментального анализа.

#### Выводы

1. По результатам проведенного расчетно-экспериментального анализа даны практические рекомендации по рациональному выбору граничных условий для определения собственных частот и форм колебаний рабочих лопаток компрессоров авиационных ГТД в зависимости от масштабного фактора и типа замкового соединения.

2. Наибольшее влияние вид граничных условий оказывает на те формы колебаний лопаток, при которых в колебательном движении участвует хвостовик, вне зависимости от масштабного фактора.

3. Для лопаток со всеми тремя исследуемыми типами замковых соединений и масштабных групп наибольший разброс частот, в зависимости от граничных условий, получен при колебаниях по 2 изгибной форме, что говорит о высокой чувствительности данной формы колебаний к виду применяемых граничных условий.

**Таблица 2** — Рекомендуемые граничные условия при расчете собственных частот и форм колебаний лопаток

Масштабиая	Форма	Тип замкового соединения					
группа	колебаний	«Двузубая елка» «Ласточкин хвост»		«Ласточкин хвост» кольцевого типа			
Крупные	1 изгибная	Симметричные	Не принципиально	-			
(H > 100  MM)	1 крутильная	симметри ниме	Не принципиально	-			
(11)/ 100 mm)	2 изгибная	Жесткие	Жесткие	-			
Средние	1 изгибная		Симметричные	Жесткие			
$(50 \text{ mm} < H_{\pi} <$	1 крутильная	Симметричные					
100 мм)	2 изгибная						
Мелкие	1 изгибная	Cupaton	Симметричные	Жесткие			
( <i>H</i> <sub>л</sub> ≤ 50 мм)	1 крутильная	Симистричные					
	2 изгибная	Не принципиально					

#### Список литературы

- Муравченко Ф. М. Об особенностях прочностной доводки современных АГТД на заданный ресурс / Ф. М. Муравченко, А. В. Шереметьев // Авиационно-космическая техника и технология : сб. научн. тр. Харьков : Харьковский гос. аэрокосмич. ун-т, 1999. Вып.9. Тепловые двигатели и энергоустановки. С. 5–9.
- Динамика авиационных газотурбинных двигателей / Под ред. И. А. Биргера, Б. Ф. Шорра. – М. : Машиностроение, 1981. – 232 с.
- Писаренко Г. С. Вопросы моделирования колебаний лопаток турбомашин / Г. С. Писаренко, Ю. С. Воробьев // Проблемы прочности. – 2000. – № 5. – С. 122–126.
- Анализ колебаний турбинного лопаточного аппарата на основе трехмерных моделей / Ю. С. Воробьев, С. Янецки, Е. В. Тишковец, С. П. Канило // Вибрации в технике и технологиях. – 2001. – № 4 (20). – С. 19–23.

- Рациональный выбор граничных условий при расчете собственных частот и форм колебаний лопаток авиационных ГТД в зависимости от типа замкового соединения / А. В. Петров, В. В. Тихомиров, В. А. Хромов // Вестник двигателестроения. – 2012. – № 1. – С. 41– 46.
- Beisheim J.R. On the Three-Dimensional Finite Element Analysis of Dovetail Attachments / J. R. Beisheim, G. B. Sinclair // Journal of Turbomachinery. – 2003. – Vol. 125. – N 2. – P. 372–379.
- On Forced Vibration of Shrouded Turbine Blades / [Szwedowicz J., Sextro W., Visser R., Masserey P.A.] // Proceedings of ASME Turbo Expo, GT-2003-38808.
- Petrov E. P. Method for Use of Cyclic Symmetry Properties in Analysis of Nonlinear Multiharmonic Vibrations of Bladed Disks / E. P. Petrov // Proceedings of ASME Turbo Expo, GT-2003-38480.

Поступила в редакцию 18.10.2012

# Петров О.В., Тихомиров В.В., Донченко В.В. Вплив масштабного фактору і виду граничних умов на власні частоти і форми коливань лопаток авіаційних ГТД з різними типами замкових з'єднань

Проведено розрахунково-експериментальний аналіз для оцінки впливу виду граничних умов на власні частоти і форми коливань робочих лопаток компресорів авіаційних ГТД в залежності від масштабного фактору і типу замкового з'єднання. Було виконано статистичну обробку результатів. Надано практичні рекомендації для вибору граничних умов для проектування лопаток.

**Ключові слова:** авіаційний ГТД, робочі лопатки компресора, розрахунково-експериментальний аналіз, власна частота, форма коливань, граничні умови, масштабний фактор, тип замкового з 'єднання.

# Petrov A., Tikhomirov V., Donchenko V. Effect of scale factor and type of boundary conditions on natural frequencies and modes of aircraft GTE blades with different types of roots

The design-experimental analysis on assessment of effect of boundary conditions on natural frequencies and vibrations modes of aero GTE compressor blades depending on the scale factor and type of root attachment was carried out. Statistic processing of results was performed. Practical recommendations are given on choice of boundary conditions for blade designing.

*Key words:* aero *GTE*, compressor blades, design-experimental analysis, natural frequency, blade mode, boundary conditions, scale factor, type of root attachment.

УДК 669.295:620.178.3

#### Канд. техн. наук Д. В. Павленко

Запорожский национальный технический университет, г. Запорожье

## ЗАКОНОМЕРНОСТИ ДИССИПАЦИИ ЭНЕРГИИ В ОБРАЗЦАХ ИЗ СПЛАВА ВТ1-0 С СУБМИКРОКРИСТАЛЛИЧЕСКОЙ СТРУКТУРОЙ В ИНТЕРВАЛЕ РАБОЧИХ ТЕМПЕРАТУР

Приведены результаты исследований закономерностей диссипации энергии при циклическом нагружении образцов из сплава BT1-0 в крупно- и субмикрокристаллическом состоянии, сформированного методом интенсивной пластической деформации. Показано, что процесс диссипации энергии в сплаве с субмикрокристаллической структурой претерпевает качественные изменения в сравнении со сплавом в крупнокристаллическом состоянии.

**Ключевые слова:** объемные наноматериалы, диссипативные свойства, декремент колебаний, образец, интенсивная пластическая деформация, винтовая экструзия, субмикрокристаллическая структура.

#### Введение

Для большинства деталей машин, например таких как рабочие лопатки авиационных двигателей, вибрация является почти постоянным сопутствующим фактором нормальной эксплуатации. Так, при появлении на каком-либо режиме работы машины резонансных колебаний напряжения в деталях резко увеличиваются, в результате чего может произойти их разрушение от усталости [1]. Динамическую напряженность деталей машин возможно снизить путем применения конструктивных, металлургических и технологических мероприятий, направленных на повышение их демпфирующей способности. Таким образом, проблема снижения уровня вибраций машин и повышения демпфирующих свойств материалов является одной из актуальных в машиностроении.

В последние несколько десятилетий большой интерес конструкторов современной техники привлекают, так называемые, объемные наноматериалы и материалы в субмикрокристаллическом состоянии (СМК) [1–4 и др.]. Повышенный интерес к материалам такого класса объясняется, в первую очередь, уникальным сочетанием физических, механических, эксплуатационных и ряда других свойств. Так, обладая повышенной прочностью, они характеризуются достаточно высокой пластичностью, что делает их привлекательными для изготовления многих ответственных деталей машин.

Перспективными методами формирования в конструкционных материалах нано- и СМК структуры, приводящими к резкому изменению их механических и физических свойств по сравнению с исходным, крупнокристаллическим состоянием, являются различные методы интенсивной пластической деформации. В литературе уделяется большое внимание свойствам сплавов с СМК структурой при статических нагрузках [2– 5], в то время как их практическое применение требует изучения комплекса специальных технологических и эксплуатационных свойств, в том числе и диссипативных.

Наряду с тем, что диссипативные свойства нано- и СМК сплавов в настоящее время мало изучены [6, 7], их исследование сдерживается наличием надежных и простых методик измерения энергии диссипации, особенно применимых в условиях повышенных температур. Распространенные экспериментальные методики определения диссипативной способности конструкционных материалов, включающие в себя метод динамической петли гистерезиса, метод свободно затухающих колебаний, метод резонансной кривой, метод сдвига фаз и т. д. [8, 9] требуют для своей реализации сложное оборудование и не позволяют фиксировать энергию диссипации в образце непосредственно в процессе проведения испытаний на усталость при нагружении образца силами инерции собственной массы.

Целью настоящей работы являлось разработка методики оценки, установление и анализ закономерностей диссипации энергии в образцах из сплава BT1-0 с субмикрокристаллической структурой в интервале рабочих температур.

#### 2 Материалы и методы исследований

Исследования выполняли на образцах из титанового сплава технической чистоты BT1-0 в исходном, крупнокристаллическом состоянии непосредственно после литья, а также после отжига и СМК состоянии. Литые образцы получали методом двойного вакуумно-дугового переплава. Средний размер зерен в образцах с крупнокристаллической структурой составлял 150...300 мкм.

Субмикрокристаллическую структуру в образцах формировали интенсивной пластической деформацией, методом винтовой экструзии в Донецком ФТИ им. А. А. Галкина [10]. Деформацию исходной заготовки выполняли при температуре 400 °С. С целью накопления больших степеней деформации и получения однородной структуры общее число проходов заготовки через винтовой канал достигало пяти, что обеспечивало получение среднего размера зерен сплава на уровне 0,2...0,5 мкм и их равномерность во всех сечениях.

Образцы для исследования диссипации энергии вырезали эрозионным способом (рис. 1). Отжиг образцов осуществляли в вакуумной печи при температуре 300 °С в течение 1 часа.



Рис. 1. Эскиз образца для испытаний

Поглощение энергии в материале образцов в крупнокристаллическом и CMK состояниях исследовали по разработанной оригинальной методике, позволяющей надежно оценивать диссипативные свойства однотипных образцов в широком диапазоне температур.

Предлагаемая методика испытаний, с использованием стандартного оборудования для проведения испытаний на усталость, позволяет получать сравнительную информацию о величине рассеяния энергии в исследуемых образцах при неоднородном напряженном состоянии в диапазоне температур от 20 до 1000 °C, а также в условиях термоциклирования. Блок-схема испытательной установки показана на рис. 2.

Для возбуждения в образце (1) изгибных колебаний используется электродинамический принцип возбуждения. Образец нагружается распределенными силами собственной массы за счет подвода энергии через его защемленный конец от подвижной катушки электродинамического вибратора (2). Колебательное движение передается к образцу при помощи стойки (3) и специального замка для крепления образца. Для исключения появления напряжений от теплового расширения горячих частей и их разрушения они изготовлены из турбинного жаропрочного сплава на никелевой основе ЖС6К. Радиатор (4) предотвращает передачу тепла из рабочей зоны печи к подвижной мембране вибратора.

Сигнал на усилитель мощности поступает от генератора синусоидальных импульсов (7). Частота импульсов в полосе захвата автомата поддержания частоты колебаний (8) соответствует резонансной частоте колебаний образца при заданной температуре.

Информация о частоте и амплитуде колебаний консольного конца образца (1) снимается при помощи системы горизонтальных и вертикальных пластин (9), установленных возле колеблющегося конца образца. На вертикальной пластине при помощи генератора высокочастотного сигнала (10) индуцируется переменное электрическое поле с частотой 6 МГц, которое модулируется колеблющимся образцом и принимается приемником (11), настраиваемым на резонансную частоту передатчика (10). После детектирования принятого сигнала он подается через фазовращатель (13) на автомат поддержания частоты (8) и автомат поддержания амплитуды колебаний (14), который, сравнивая уровень действительной амплитуды колебаний с заданным, управляет коэффициентом усиления усилителя (6). Контроль числа циклов нагружения и периода колебаний осуществляется электронно-счетными частотомерами (15). Период колебаний контролируется с точностью 1 с. Электронно-лучевым осциллографом (16) контролируется форма импульсов, поступающих от генератора и датчика колебаний.

Нагрев образца осуществляется в электрической печи сопротивления за счет выделения тепла вольфрамовыми спиралями при пропускании через них переменного электрического тока. Для обеспечения равномерности поля температур в рабочей зоне печи ее футеровка (17) выполнена из двойного слоя огнеупорного кирпича и асбестовых прокладок. Температура контролируется хромель-алюмелевой термопарой и поддерживается на заданном уровне электронным автоматом (19). Рабочие спирали питаются от сети переменного тока напряжением 220 В через силовой трансформатор (20). Для ускоренного прогрева печи силовой трансформатор переключается на питание от сети переменного тока с напряжением 380 В. Управление нагревом спиралей осуществляется контакторным реле (21) по команде электронного автомата (19). Температура в печи отображается стрелочным индикатором (22). Разница температур в момент включения и выключения спиралей не превышает ±3 °С.

Наблюдение за амплитудой колебаний консольного конца образца осуществляется через оптическое стекло (23) при помощи длиннофокусной оптической системы (24) на базе катетометра КМ-8. Разрешающая способность оптической системы позволяет задавать амплитуду колебаний консольного конца образца с дискретностью 0,25 мм. В процессе испытаний амплитуда колебаний поддерживается на заданном уровне с точностью  $\pm 0,01$  мм в автоматическом режиме.

Пьезоэлектрический датчик (25), установленный на основании стойки (3), вырабатывает переменное электрическое напряжение, действующее значение которого пропорционально вибросмещению защемленного конца образца. Сигнал с пьезоэлектрического датчика усиливается усилителем (26) и измеряется электронным милливольтметром переменного напряжения (27). Форма сигнала очищается от паразитных наводок и контролируется осциллографом (16).

Разработанная установка оборудована устройством для реализаций условий испытаний в условиях циклирования температуры. Для охлаждения зоны концентратора напряжений образца, при термосиловом режиме нагружения, сжатый воздух от компрессора (28) подается во вторичную камеру (31), в которой располагается концентратор напряжений образца. Продолжительность охлаждения и нагрева регулируется при помощи электромагнитного пневмоклапана (29) и блока управления режимом термоциклирования (30).

Частота испытаний определяется резонансной частотой первого тона поперечных колебаний образца и в процессе испытаний поддерживается на заданном уровне в автоматическом режиме. Усилие закрепления образца в замке на протяжении испытаний для всех образцов поддерживали постоянным при помощи специальной конструкции зажимного устройства.

Величину относительных потерь энергии принято характеризовать логарифмическим декрементом колебаний  $\delta$  и добротностью Q, связанных между собой соотношением:

$$Q = \frac{\pi}{\delta}, \qquad (1)$$

где  $\delta$  – декремент колебаний.



Рис. 2. Схема установки для испытаний на усталость и оценки диссипативных свойств:

1 – образец или натурная деталь; 2 – вибратор электродинамический ВЭДС-100; 3 – стойка; 4 – радиатор;
 5 – система подмагничивания; 6 – усилитель мощности; 7 – генератор синусоидального сигнала; 8 – автомат подстройки частоты; 9 – излучающая и приемная пластины; 10 – передатчик высокочастотного сигнала; 11 – приемник и детектор высокочастотного сигнала; 12 – усилитель; 13 – фазовращатель; 14 – автомат поддержания амплитуды колебаний; 15 – частотомеры электронно-счетные Ч3-54; 16 – осциллограф С1-72; 17 – футеровка печи; 18 – контрольная термопара; 19 – электронный автомат поддержания температуры; 20 – силовой трансформатор; 21 – контакторное реле; 22 – индикатор температуры; 23 – оптическое стекло; 24 – длиинофокусная оптическая система; 25 – пьезоэлектрический датчик ДНЗ; 26 – усилитель сигнала; 30 – блок управления режимом термоциклирамия вз-55А; 28 – компрессор; 29 – электромагнитный пневмоклапан; 30 – блок управления режимом термоциклирования; 31 – вторичная камера

Через энергию колеблющейся системы добротность может быть выражена соотношением:

$$Q = 2\pi \frac{E}{\Delta E},$$
 (2)

где *E* — полная энергия колеблющейся системы; <u>∆</u>*E* — энергия рассеиваемая в колеблющейся системе.

С другой стороны, известно, что при высокой добротности колебательной системы (*Q* ≥ 100) амплитуда колебаний консольного конца образца и добротность связаны соотношением:

$$Q = \frac{A}{S},\tag{3}$$

где *А* — амплитуда колебаний консольного конца образца;

S — амплитуда колебаний защемленного конца образца — подвижной мембраны электродинамического вибратора.

Измерение величины энергии, рассеиваемой в образце основывается на известной закономерности о том, что при установившихся резонансных колебаниях системы соблюдается равенство:

$$E_p = E_k + \Phi^2 + \Phi^a + \Phi^{\Sigma}, \qquad (3a)$$

где  $E_p$  и  $E_k$  — соответственно потенциальная и кинетическая энергия;

 $\Phi^2$  — гистерезисные потери в материале образца;

 Ф<sup>а</sup> – потери на преодоление сопротивления окружающей среды;

 $\Phi^{\Sigma}$  – потери энергии в фундамент и в замке.

Величину  $\Phi^{\Sigma}$  при условии постоянства усилия закрепления в замке можно считать постоянной для данного типа образцов. Потери энергии  $\Phi^{z}$  и  $\Phi^{a}$  пропорциональны скорости перемещения образца и зависят от ускорения его защемленного конца, измеряемого пьезоэлектрическим датчиком. При малом коэффициенте относительного рассеяния энергии  $\Psi$  справедливо неравенство:

$$\Phi^a \ll \Phi^c \,. \tag{4}$$

Для соблюдения равенства (1) необходимо к защемленному концу образца подвести некоторую кинетическую энергию  $E_k$ , определяемую величиной виброускорения головки  $a_k$ , которая обеспечивает незатухающие колебания с учетом рассмотренных потерь. При увеличении рассеяния энергии в образце скрытая потенциальная энергия системы возрастает, то в соответствии с условием (1) для поддержания колебаний на заданном уровне требуется дополнительная энергия. Обозначим дополнительную компенсирующую энергию  $\Delta E_k$ , а соответствующее ей приращение ускорения  $\Delta a$ . Уравнение энергетического баланса в этом случае будет иметь вид:

$$E_p + \Delta E_p = E_k + \Phi^2 + \Phi^a + \Phi^{\Sigma} + \Delta E_k.$$
 (5)

В соответствии с ранее изложенными допущениями можно считать, что приращение кинетической энергии  $\Delta E_k$  необходимо для компенсации гистерезисных потерь в материале образца осуществляется за счет приращения амплитуды колебаний защемленного конца, пропорциональной измеряемому виброускорению  $\Delta a$ . Абсолютную величину ускорения защемленного конца образца можно представить в виде:

$$a = a_k + \Delta a , \qquad (6)$$

где  $a_k = \text{const}$ .

Из приведенных соотношений следует, что  $\Delta E \cong AS$ , т.е. относительная величина энергии, рассеиваемой в образце при постоянной амплитуде колебаний консольного конца образца, пропорциональна величине вибросмещения его защемленного конца.

Таким образом, вибросмещение защемленного конца образца однозначно определяет осредненную гистерезисную энергию потерь, что использовали для сравнительных испытаний однотипных образцов в различных кристаллических состояниях. Отличительной особенностью разработанной методики является возможность непрерывного измерения рассеяния энергии в процессе проведения испытаний на усталость в широком интервале температур. Учитывая, что в процессе испытаний пьезоэлектрический датчик позволяет измерять виброускорение, а не вибросмещение защемленного конца образца, при обработке результатов определяли величину вибросмещения при известной частоте колебаний и виброускорении.

Для оценки истинной величины энергии диссипации выполняли тарировку установки на образцах идентичной конфигурации, изготовленных из монокристаллического сплава с известной зависимостью «напряжение-декремент-температура» [8].

#### Результаты исследований и их обсуждение

Для построения кривых изменения декремента колебаний от амплитуды переменных напряжений цикла образцы нагружали ступенчато с интервалом 50 МПа. На каждом уровне нагружения образец подвергали выдержке в течение  $2 \cdot 10^5$  циклов с коэффициентом ассиметрии R = -1, что обеспечивало стабилизацию стадии неупругого деформирования. При испытаниях в условиях повышенной температуры печь предварительно прогревали до заданной температуры вместе с образцом.

На рисунке 3 представлены результаты испытаний для образцов в крупнокристаллическом состоянии до и после отжига, а также для образцов в СМК состоянии. По характеру установленных зависимостей можно судить об изменении механизмов деформации при соответствующей величине переменных напряжений цикла.

Образцы из титана в крупнокристаллическом состоянии демонстрируют двухстадийный рост диссипации энергии. Результаты эксперимента показали, что циклическая деформация образцов. имеющих субмикроскопическую структуру, сопровождается качественным изменением механизмов диссипации энергии. При малых амплитудах напряжений величина рассеиваемой энергии в образцах, имеющих субмикрокристаллическую структуру, незначительно превышает аналогичный параметр для образцов в исходном состоянии после отжига и практически соответствует образцам с литой, крупнокристаллической структурой (рис. 3). При напряжениях порядка предела выносливости картина качественно изменяется. Линейная стадия соответствует пластической деформации отдельных, не контактирующих между собой зерен, а соседние зерна осуществляют упругую аккомодацию. Начало параболической стадии связано с кооперативной пластической деформацией зерен. На параболической стадии скорость накопления остаточной деформации с увеличением напряжений резко возрастает. В работе [11] на ряде материалов показано, что напряжение перехода от первой ко второй стадии (макроскопический предел упругости σ") примерно соответствует пределу выносливости или, по крайней мере, может характеризовать нижнюю границу значения предела выносливости.

Для образцов в субмикрокристаллическом состоянии приращение диссипации энергии на стадии упругого деформирования соответствует образцам в литом состоянии, а в упруго-пластической области значительно им уступает.

Из рис. 3 можно заключить, что для образцов, подвергнутых интенсивной пластической деформации винтовой экструзией, напряжение перехода от первой ко второй стадии больше, чем для образцов в исходном состоянии (как после отжига, так и в литом состоянии).

Наблюдаемые закономерности могут быть объяснены следующим. Суммарный уровень величины энергии, рассеиваемой в образце в процессе циклической деформации, определяется величиной межзеренного трения, наличием дефектов кристаллической структуры, способностью к зарождению и движению дислокаций, внутренними напряжениями и рядом других факторов. Так, на начальной стадии циклического деформирования, в упругой области, диссипация энергии в образцах, имеющих субмикроскопическую структуру, выше, так как в них высока плотность дефектов, структура является неравновесной, высокие значения остаточных напряжений второго



Рис. 3. Зависимость декремента колебаний от напряжения цикла для образцов в исходном состоянии (1 – в литом состоянии, 2 – в литом состоянии после отжига) и после винтовой экструзии (3)

и третьего рода. В тоже время отличительной особенностью такого кристаллического состояния является то, что большинство дислокаций являются закрепленными вблизи границ зерен. Так, при достижении напряжения соответствующего переходу от стадии упругого к стадии неупругого деформирования, энергия, подводимая к образцам в крупнокристаллическом состоянии расходуется на движение дислокаций, в то время как для образцов в СМК состоянии преобладает механизм диссипации энергии за счет межзеренного трения. Наблюдаемый некоторый перелом кривой в координатах «напряжение-декремент колебаний» для образцов в СМК состоянии (рис. 3, кривая 3), объясняется особенностью такого вида кристаллического состояния. В работе [11] показано, что материалы в СМК состоянии занимают промежуточное место между крупнокристаллическими и нанокристаллическими материалами и представляют собой неоднородные структуры смешанного типа, состоящие из участков с ультрамелкими зернами и зернами больших размеров, внутри которых процессы формирования деформационных высокоугловых границ не завершены. Внутри последних, как правило, присутствуют ультрамелкие субзерна или же они разбиты на фрагменты с внутренними малоугловыми границами. В связи с этим, в них могут одновременно проявляться процессы характерные как для крупнокристаллического, так и для нанокристаллического состояния.

Относительно низкой плотностью дефектов, обеспечиваемой отжигом образцов после интенсивной пластической деформации в результате протекающих процессов аннигиляции дислокаций, и, как следствие, получения более равновесной и менее внутренне напряженной структуры, объясняется и минимальная из всех рассмотренных кристаллических состояний сплава, величина диссипации энергии на стадии упругого деформирования (рис. 3, кривая 2). При переходе в упруго-пластическую область деформирования работа источников дислокаций, таких как источники Франка-Рида, а также высокая их подвижность способствует существенному росту энергии диссипации в материале образца.

На рис. 4 показаны зависимости декремента колебаний от напряжения цикла для образцов в исходном, крупнокристаллическом состоянии и СМК состоянии при повышенных температурах.

Как видно из рис. 4, повышение температуры приводит к увеличению диссипации энергии для образцов как в крупнокристаллическом, так и в СМК состояниях. При этом, общие тенденции, характерные для изменения диссипативных свойств сплава BT1-0 в исследуемых состояниях при нормальной температуре сохраняются и при повышенных температурах. Наблюдаемое повышение диссипативных свойств материала в интервале повышенных температур хорошо согласуется с литературными данными, изученными и обоснованными в работах Г.С. Писаренко [8; 1] и других исследователей.

#### Выводы

Таким образом, на основании проведенных исследований можно сделать вывод о том, что титановый сплав ВТ1-0 в субмикрокристаллическом состоянии в упругой области обладает большей способностью к диссипации энергии в сравнении со сплавом в крупнокристаллическом состоянии. В области упруго-пластического деформирования сплав в субмикрокристаллическом состоянии по величине диссипации энергии уступает крупнокристаллическому. Повышение температуры испытаний приводит к увеличению диссипации энергии в образцах из исследуемого сплава во всех исследованных кристаллических состояниях.

#### Список литературы

- Писаренко Г. С. Актуальные вопросы прочности в современном машиностроении / Писаренко Г. С. К. : Наукова думка, 1992. 192 с.
- Валиев Р. З. Наноструктурные материалы, полученные методом интенсивной пластической деформации / Р. З. Валиев, И. В. Александров. – М. : Логос, 2000. – 272 с.
- Объемные наноструктурные материалы и сплавы с уникальными механическими свойствами для перспективных применений / [Р. 3. Валиев, Д. В. Гундеров, М. Ю. Мурашкин, И. И. Семенова] // Вестник УГАТУ. – Т. 7. – № 3 (16). – С. 23–24.
- Гусев А. И. Наноматериалы, наноструктуры, нанотехнологии / А. И. Гусев. – М. : ФИЗ-МАТЛИТ, 2005. – 416 с.
- 5. Карпінос Б. С. Деформування титанового сплаву ВТ1-0 зі субмікрокристалічною структу-



Рис. 4. Зависимость декремента колебаний от напряжения цикла для образцов в исходном состоянии (после отжига) (*a*) и в СМК состоянии (*b*) при температурах: 20 °C − (1); 200 °C − (2); 300 °C − (3); 400 °C − (4)

рою при статичному навантаженні / [Б. С. Карпінос, Д. В. Павленко, О. Я. Качан] // Проблеми міцності. — 2012. — № 1. — С. 137—146.

- Экспериментальное исследование аномалий поглощения энергии в нанокристаллическом титане при циклическом нагружении / [О. Плехов, О. Наймарк, Р. Валиев и др.] // Письма в ЖТФ, 2008, Т. 34, Вып. 13. – С. 33– 40.
- Устинов А. И. Диссипативные свойства наноструктурированных материалов / А. И. Устинов // Проблемы прочности. – 2008. – № 3. – С. 96–103.
- 8. Писаренко Г. С. Вибропоглощающие свойства конструкционных материалов / Г. С. Писа-

ренко, А. П. Яковлев, В. В. Матвеев. – К. : Наукова думка, 1971. – 376 с.

- Писаренко Г. С. Колебания упругих систем с учетом рассеяния энергии в материале / Г. С. Писаренко. – К. : Наукова думка, 1955. – 371 с.
- Винтовая экструзия процесс накопления деформации / [Я. Е. Бейгельзимер, В. Н. Варюхин, Д. В. Орлов, С. Г. Сынков]. – Донецк : Фирма ТЕАН, 2003. – 87 с.
- Павленко Д. В. Упрочняемость сплава BT1-0 в субмикрокристаллическом состоянии при сжатии / Д. В. Павленко // Вестник двигателестроения. – 2012. – № 1. – С. 161–168.

Поступила в редакцию 18.10.2012

#### Павленко Д.В. Закономірності дисипації енергії в зразках зі сплаву ВТ1-0 з субмікрокристалічною структурою в інтервалі робочих температур

Наведено результати досліджень закономірностей дисипації енергії при циклічному навантаженні зразків зі сплаву ВТ1-0 у крупно- і субмікрокристалічному стані, сформованого методом інтенсивної пластичної деформації. Показано, що процес дисипації енергії в сплаві із субмікрокристалічною структурою зазнає якісні зміни у порівнянні зі сплавом у крупнокристалічному стані.

**Ключові слова:** об'ємні наноматеріали, дисипативні властивості, декремент коливань, зразок, інтенсивна пластична деформація, гвинтова екструзія, субмікрокристалічна структура.

# Pavlenko D. Patterns of energy dissipation in samples of BT1-0 alloy with submicrocrystalline structure in operating temperature range

The paper gives the results of studies of energy dissipation laws at cyclic loading of specimens made of BT1-0 alloy in coarse-crystalline and submicrocrystalline states formed by severe plastic deformation. It is shown that as compared with alloy in coarse-crystalline state, energy dissipation in alloy with submicrocrystalline structure undergoes qualitative changes.

*Key words*: *bulk lumber, dissipative properties, fluctuations decrement, sample, severe plastic deformation, helical extrusion, submicrocrystalline structure.* 

### УДК 621.793

### М. А. Гребенников, С. Д. Зиличихис, И. А. Стебельков ГП «Ивченко-Прогресс», г. Запорожье

### ФИЗИКА И ТЕХНОЛОГИЯ УПРОЧНЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ В ПОЛЕ УЛЬТРАЗВУКА

В статье представлены основные физические законы процесса упрочнения деталей при помощи ультразвуковых колебаний и рассмотрены наиболее важные его особенности.

**Ключевые слова:** ультразвук, колебание, частота, акустическая жесткость, резонанс, рабочий объем, деформация, материал.

Процесс упрочнения деталей в поле ультразвука за свою более чем 30-летнюю историю развития занял прочное место в технологии авиационного двигателестроения и нашел свое применение на производствах в странах как ближнего, так и дальнего зарубежья.

За время развития и освоения процесса, специалистами инженерной и научной сфер был наработан огромный опыт в его применяемости при изготовлении широкого спектра деталей газотурбинных и др. двигателей, в проектировании оборудования и различной оснастки, в расчетах волноводов и в прогнозировании его эффективности. Но при становлении любого процесса невозможно избежать проблем с непониманием явлений, которые выходят за рамки простой механики. Тут уже становится важным иметь необходимые знания физических аспектов и факторов, возникающих в механизме самого процесса.

Данная статья открывает лишь некоторые процессообразующие физические принципы, без понимания которых невозможно достигнуть эффективности в механизме пластической деформации.

Наиболее важным физическим явлением в технологии упрочнения является ультразвуковое поле. Ультразвуковое поле (пространство, заполненное упругой, звуковой волной) характеризуется целым рядом акустических и механических величин и условий, которые необходимо знать и выполнять при осуществлении процесса упрочнения деталей.

Ультразвук — упругие колебания и волны, частота которых превышает (1,5...2)·10<sup>4</sup> Гц. Нижняя граница ультразвуковых частот определяется субъективными свойствами человеческого слуха и является условной. Верхняя граница ультразвуковых частот обусловлена физической природой упругих волн, которые могут распространяться при условии, что длина волны значительно больше длины свободного пробега молекул в газах или межатомных расстояний в жидкостях и твердых телах. Поэтому в газах верхнюю границу частот определяют из условия равенства длины звуковой волны и длины свободного пробега молекул. При нормальном давлении она составляет  $\approx 10^9$  Гц. Упрочнение деталей в поле ультразвука производят на низких ультразвуковых частотах 1,5·10<sup>4</sup>...10<sup>5</sup> Гц. Иногда частотный диапазон не ограничивается снизу строго частотой (1,5...2)·10<sup>4</sup> Гц, а может захватывать и часть слышимого диапазона частот.

Ультразвуковые волны (неслышимый звук) по своей природе не отличаются от упругих волн слышимого диапазона. В газах и жидкостях распространяются только продольные волны, а в твердых телах, в зависимости от их геометрии, могут распространяться продольные, сдвиговые, и изгибные волны.

Распространение ультразвука подчиняется основным законам, общим для акустических волн любого диапазона частот, обобщенно называемых звуковыми волнами. К основным законам распространения звука относятся: законы отражения звука, преломление звука на границах различных сред, дифракции звука и рассеяния звука при наличии препятствий, неоднородностей в среде и неровностей на границах, законы волноводного распространения в ограниченных объемах среды. Существенную роль при этом играет соотношение между длиной волны  $\lambda$  и размером рабочего объема или расстояния до препятствия на пути распространения звуковой волны.

Важной акустической характеристикой является дисперсия скорости звука — зависимость скорости звуковых волн от их частоты, которая может быть вызвана физическими свойствами среды и присутствием в ней посторонних включений и наличием границ объема среды, в котором звуковая волна распространяется.

Не менее важная характеристика — акустическая релаксации, т. е. процесс восстановления термодинамического равновесия среды, нарушаемого сжатиями и разрежениями в ультразвуковой волне, что всегда сопровождается большим поглощением звука, а также дисперсией скорос-

© М. А. Гребенников, С. Д. Зиличихис, И. А. Стебельков, 2013
ти звука. Особенно релаксационные процессы заметны (сильны) в синтетических полимерах (полиимидах): капронах, капролонах, резинах и различных вязко-упругих средах. В этих веществах наблюдается значительная дисперсия звука, вызванная релаксацией механизма высокой эластичности, поэтому они используются для глушения звуковых волн и непригодны для применения в процессах с использованием энергии упругой звуковой волны.

Акустические свойства однородной, проводящей звук, неограниченной среды характеризуются удельным волновым сопротивлением Z<sub>0</sub>

$$Z_0 = \rho \cdot C$$

где p – плотность среды;

C — скорость распространения звуковых волн в среде.

Скорость звуковой волны связана с ее волной  $\lambda$  и частотой *f* зависимостью:

$$C = \lambda \cdot \rho.$$

Если звуковая волна упруго отражается от граничной поверхности, то в волновом поле перед этой поверхностью возникает интерференция падающей и отраженной волн. Волна, отраженная от среды более жесткой, чем та, в которой она распространялась, приобретает сдвиг фазы равный 180°. В отраженной волне скорость звука равна по величине и противоположна по направлению скорости звука в падающей волне, так что они взаимно уничтожаются. Зато давление звука на границе в этом случае равно удвоенному давлению в падающей волне. Амплитуда колебаний частиц среды принимает максимальное положительное и отрицательное значение с удвоенной частотой, т. е. 2f раз в секунду. Возникает стоячая волна, в которой на расстояниях λ/2 располагаются узловые сечения, а между узлами пучности. В бегущей волне пучности и узлы колебаний в любом сечении среды чередуются.

В случае, когда среда неоднородна, например как при ультразвуковом упрочнении — «воздух + стальные шарики», и заключена в жесткие, проводящие звук границы рабочего объема, обеспечивающие упругое отражение звуковой волны и шариков от своих границ, то такая среда характеризуется акустической жесткостью *H* 

## $H = 2\pi f \cdot \rho \cdot C.$

Размеры рабочего объема должны обеспечить резонанс вынужденных колебаний среды с упругими колебаниями волновода.

Резонанс — явление возрастания амплитуды вынужденных колебаний в любой колебательной системе, наступающее при приближении частоты периодического внешнего воздействия к одной из частот собственных колебаний. Амплитуда колебаний при резонансе тем больше, чем меньше затухание в системе, т. е. чем больше ее упругость.

Вещества непроводящие звук (акустическая жесткость которых равна нулю), такие как пластик, текстолит или капролон, не могут быть использованы для изготовления рабочих камер, т. к. процесс упрочнения в таких камерах протекает в режиме затухающей волны, причем затухание происходит уже на малом расстоянии от излучающей поверхности волновода. В связи с этим, рабочие камеры для упрочнения деталей нужно изготавливать из материалов, проводящих звук – металлов (имеющих акустическую жесткость).

Специалисты, обеспечивающие качество упрочнения деталей в поле ультразвука, должны понимать, что рабочий объем является колебательной системой, работающей на вынужденных колебаниях в режиме упругой стоячей волны. Стоячая волна возникает в рабочем объеме, когда расстояние между двумя отражающими поверхностями равно  $n \cdot \lambda/2$ , где n - целое число. В этом случае наблюдаются резонансные явления в объеме среды, находящейся между отражающими поверхностями, поэтому амплитуда колебаний возрастает до больших значений, ограниченных только потерями в среде и тем, что коэффициент отражения отличен от единицы. При увеличении амплитуды колебаний частиц среды возрастает и колебательная скорость и амплитуда звукового давления, т. е. происходит самовозбуждение интенсивности колебательного процесса в среде рабочего объема без дополнительного подвода энергии. Этим и объясняется высокая экономичность процесса упрочнения в поле ультразвука.

Следует отметить важность нижеперечисленных особенностей процесса, которые также следует учитывать при понимании механизма ультразвукового упрочнения.

Для исключения сухого трения стальных шариков при деформационном упрочнении деталей рекомендуется упрочнение производить шариками, смоченными жидкостью, например, водой с антикоррозионными добавками. Вода в поле упругих колебаний превратится в туман — перейдет в дисперсное состояние. Тогда процесс деформации поверхности детали будет осуществляться во влажной среде.

Кроме того, нужно иметь в виду, что в среде «воздух + стальные шарики», в результате ультразвуковых колебаний возникает электрокинетический эффект — возникновение электрического поля вследствие ионизации среды рабочего объема. И если рабочая камера не заземлена, или изготовлена из диэлектрических материалов, то шарики будут намагничиваться и слипаться в отдельные группы. Это явление отрицательно влияет на динамику процесса упрочнения. Наиболее важной особенностью является требование обеспечения в поверхностях деталей, работающих при эксплуатации в условиях контактного нагружения, в процессе их упрочнения заданной глубины деформированного слоя. Глубина деформации в поверхностном слое должна превышать глубину действия максимальных касательных напряжений, где зарождаются первичные трещины. Опасность таких трещин (питтинг) заключается в том, что они постепенно развиваясь, выходят на поверхность. В дальнейшем они разрастаются и сливаются вместе, что приводит к отслаиванию и выкрашиванию с поверхности крупных частиц металла.

Четкое соблюдение оптимальных режимов упрочнения, аттестованных усталостными испытаниями в ЦИАМ, обеспечивает стабильность

получения заданных прочностных характеристик деталей. В зависимости от типоразмера и материала детали, эффективность упрочнения может составлять от 30 до 50 %.

### Список литературы

- Бергман Л. Ультразвук и его применение в науке и технике / Л. Бергман ; пер. с нем. – [2-е изд.]. – М., 1957. – 727 с.
- Физическая акустика: в 4-х т. / [под ред. У. Мэзона]; пер. с англ. – М. : Мир, 1966. – 592 с.
- Ультразвук. Маленькая энциклопедия / Глав. ред. И. П. Галямина. – М. : Советская энциклопедия, 1979. – 400 с.

Поступила в редакцию 25.10.2012

## Гребенников М.О., Зілічіхіс С.Д., Стебельков І.А. Фізика і технологія зміцнення деталей в полі ультразвуку

У статті подано основні фізичні закони процесу зміцнення деталей за допомогою ультразвукових коливань та розглянуто найбільш важливі його особливості.

**Ключові слова:** ультразвук, коливання, частота, акустична жорсткість, резонанс, робочий об'єм, деформація, матеріал.

# Grebennikov M., Silichikhis S., Stebelkov I. Physical and technological aspects of parts strengthening in ultrasonic field

The paper presents main physical laws of parts hardening process by means of ultrasonic vibrations and considers its most important features.

*Key words:* ultrasonic, vibrations, frequency, acoustic stiffness, resonance, working volume, deformation, material.

УДК 669.014.018.44

## Канд. техн. наук П. Д. Жеманюк<sup>1</sup>, А. А. Педаш<sup>1</sup>, д-р техн. наук Э. И. Цивирко<sup>2</sup>, А. Ф. Педаш<sup>1</sup> <sup>1</sup>АО «МОТОР СИЧ», <sup>2</sup>Запорожский национальный технический университет; г. Запорожье

## КОМБИНИРОВАННОЕ МОДИФИЦИРОВАНИЕ ПРИ ПОЛУЧЕНИИ ДЕТАЛЕЙ ТУРБИН ГТД

Проведено опытно-промышленное опробование технологий комбинированного модифицирования при производстве отливок ответственных деталей турбин газотурбинных двигателей из жаропрочных никелевых сплавов ЖСЗЛС-ВИ, СМ939 и ВЖЛ12Э-ВИ. В качестве модификаторов использовали алюминат кобальта и чистый цирконий. Установлено, что комбинированное модифицирование позволило получить отливки без поверхностных дефектов, с мелкокристаллической макроструктурой, с улучшенной микроструктурой.

**Ключевые слова:** сопловой аппарат турбины, модифицирование, алюминат кобальта, цирконий, жаропрочный сплав.

Для ответственных отливок ГТД из жаропрочных никелевых сплавов, с целью улучшения их структуры и повышения свойств, применяют методы поверхностного и объемного модифицирования, а так же достаточно эффективное поверхностное модифицирование лазерным облучением электроискровых покрытий (WC-Co-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) и карбидно-керамических покрытий [1, 2]. При этом объемное модифицирование повышает пластичность и длительную прочность сплавов [3], а поверхностное — предел выносливости [4]. Комбинированное действие модификаторов позволяет одновременно измельчить макро- и микрозерно, улучшить твердорастворное и дисперсионное упрочнение материала деталей.

Ранее [5–9] исследовано влияние поверхностного модифицирования алюминатом кобальта как отдельно, так и в комплексе с объемным модифицированием, на структуру и свойства жаропрочных никелевых сплавов. Показано [8–9], что улучшение структуры и повышение свойств достигается применением комбинированного модифицирования с цирконием.

В данной работе рассмотрено промышленное опробование технологий комбинированного модифицирования при производстве отливок сопловых аппаратов турбины из жаропрочных сплавов ЖС3ЛС-ВИ, СМ939, а также сектора лопаток соплового аппарата из сплава ВЖЛ12Э-ВИ. однородную шихту весом ~ 8 кг, полученную методом высокотемпературной обработки расплава [6-7], расплавляли в основном тигле при 1580 ± 10 °C и за 1,5...2 мин до слива расплава, через загрузочное устройство печи, присаживали чистый металлический цирконий для получения его в сплаве -0,08...0,12 %Zr. При остаточном давлении в печи 0,665 Па и температуре расплава 1550 °С заливали электрокорундовые керамические формы, полученные по выплавляемым моделям и нагретые до  $950 \pm 10$  °C. Характерной особенностью форм являлось наличие в первом рабочем слое алюмината кобальта. Стержни для лопаток изготовляли с использованием электрокорунда. При получении отливок сопловых аппаратов из сплава СМ939 предусматривалось наличие заготовок образцов для определения механических свойств.

Исследуемые отливки проходили стандартную термическую обработку:

- отливки из сплава ЖС3ЛС-ВИ и ВЖЛ12Э-ВИ: нагрев 1210 °С, выдержка 4 часа, охлаждение в потоке аргона;

- отливки из сплава СМ939: нагрев 1165 °С, выдержка 4 часа, охлаждение с печью. Старение 920 °С, 6 часов, 980 °С, 4 часа, 800 °С, 4 часа, охлаждение с печью.

Химический состав отливок исследуемых вариантов удовлетворял требованиям нормативно-технической документации (табл. 1). Модифицированием получили в сплавах 0,07...0,12 % циркония.

На вакуумной плавильной установке УППФ-3М

**Таблица 1** — Химический состав отливок исследуемых жаропрочных сплавов после комбинирования

Марка сплава				Ν	Лассовая	доля элем	ентов, %			
<u>F</u>	С	Cr	Co	W	Nb	Al	Ti	Мо	Fe	Zr ×10 <sup>-2</sup>
CM 939	0,12	22,3	18,7	2,1	0,8	1,6	3,4	< 0,05	0,032	7,0
ЖС3ЛС-ВИ	0,07	16,2	3,7	4,2	-	2,6	2,7	3,8	0,8	11,0
ВЖЛ12Э-ВИ	0,17	9,3	8,8	1,6	0,7	5,3	4,4	3,0	0,2	9,0

© П. Д. Жеманюк, А. А. Педаш, Э. И. Цивирко, А. Ф. Педаш, 2013

Люминесцентным контролем было установлено, что отливки без комбинированного модифицирования имели значительные точечные свечения (рис. 1, a-a). По месту точечного свечения люминофора в металле наблюдалась усадочная микропористость, а также поверхностные дефекты (рис. 2). Технология комбинированного модифицирования позволила получить отливки практически без поверхностных дефектов (рис. 1, e-w).

Макроструктура отливок из сплава СМ939 без модифицирования характеризовалась крупнозернистостью как по перу, так и в зоне бандажных полок (рис. 3, *a*, табл. 2), а в сплавах ЖСЗЛС-ВИ и ВЖЛ12Э-ВИ была меньшего размера (рис. 3, *б*, *в*, табл. 2). Величина макрозерна как на поверхности, так и в сечении отливок составляла 1,0...8,0 мм (в сплаве СМ939), 1,0...5,5 мм (в сплава ВЖЛ12Э-ВИ и 2,5...5,0 мм в отливках из сплава ВЖЛ12Э-ВИ (табл. 2).

Комбинированное модифицирование значительно измельчало макрозерно в отливках всех исследуемых сплавов (рис. 3, *е*–*ж*, табл. 2). Зерна при этом приобретали столбчатое строение.

Структура отливок из сплава СМ939 характеризовалась среднекристаллическим строением (с размерами 1,0...5,0 мм) на входной кромке пера и на бандажных полках (рис. 3, *a*, табл. 2). Мелкое зерно (размерами 0,3...1,0 мм) наблюдали на выходных кромках.

Отливки из сплава ЖСЗЛС-ВИ имели однородную макроструктуру. Мелкое макрозерно (с размерами 0,75...1,0 мм) наблюдали возле выходной кромки пера (рис. 3, *б*), а на бандажных полках его размеры увеличивались до 34 мм (табл. 2).

В отливках из сплава ВЖЛ12Э-ВИ после комбинированного модифицирования размеры макрозерна уменьшались в 2...5 раз, по сравнению с вариантом без модифицирования, особенно в зоне пера (табл. 2). В более массивных частях отливки (на бандажных полках) влияние модифицирования было меньшим. В сечении пера наблюдали зоны столбчатых зерен, направленных к центру отливки (рис. 3, *ж*). В центре наблюдались равноосные зерна.

Микроструктура материала исследуемых отливок представляла собой ү-твердый раствор на основе никеля (матрица сплава), упрочненный интерметаллидной ү'-фазой, с присутствием карбидов, карбонитридов и была характерной для сплавов ЖС3ЛС-ВИ, СМ939 и ВЖЛ12Э-ВИ в термообработанном состоянии.

В отливках всех исследуемых сплавов на границах зерен наблюдали дисперсные карбиды типа  $Me_{23}C_6$  (рис. 4). Следует отметить, что в отливках сопловых аппаратов с комбинированным модифицированием границы зерен были более чистыми, чем в вариантах без модифицирования (рис. 4, *г*, *ж*).

В отливках из сплава ЖС3ЛС-ВИ после комбинированного модифицирования размеры карбидов уменьшались (табл. 3), тогда как в металле без модифицирования наряду с дискретными части-



**Рис. 1.** Фрагменты исследуемых сопловых аппаратов из сплавов СМ939 (*a*, *e*, × 1:2), ЖС3ЛС-ВИ (*б*, *d*, × 1,25) и сектора лопаток соплового аппарата из сплава ВЖЛ12Э-ВИ (*в*, *ж*, × 2) при люминесцентном контроле: *a*, *б*, *в* – без комбинированного модифицирования; *e*, *d*, *ж* – с комбинированным модифицированием



Рис. 2. Микропоры в местах свечения люминофора в исследуемых отливках из сплавов без комбинированного модифицирования, × 300: *a* – СМ939; *б* – ЖС3ЛС-ВИ; *в* – ВЖЛ12Э-ВИ

## Технология производства и ремонта

	Величина макрозерна, мм							
Марка сплава		Перо						
inapita ensiasa	На повер	охности	В сечении	Benyugg	Нижная			
	входная кромка	выходная кромка	D ce lenin	Берхния	Тижилл			
CM030	<u>2,08,0*</u>	<u>1,04,0</u>	<u>0,57,0</u>	<u>3,08,0</u>	<u>2,07,0</u>			
CM939	1,04,0	0,31,0	0,153,0	1,56,0	0,55,0			
жезпе ви	<u>1,03,0</u>	<u>0,51,25</u>	<u>0,51,5</u>	<u>1,05,5</u>	<u>1,05,0</u>			
жезле-ви	0,51,0	0,10,75	0,21,0	0,54,0	0,53,0			
	<u>0,5</u>	.2,5	0,12,5	<u>0,755,0</u>	<u>2,55,0</u>			
DMI120-DH	0,25.	0,5	0,51,25	0,52,5	1,03,5			

## Таблица 2 – Размеры макрозерна в исследуемых отливках из никелевых сплавов

Примечание: \*Числитель — без модифицирования, знаменатель — комбинированное модифицирование

#### Таблица 3 — Размеры карбидов в структуре сопловых аппаратов из сплава ЖСЗЛС-ВИ

Donwowr	Размер карбидов, мкм						
Бариант	перо		бандажная полка				
модифицирования	глобулярные	пленочные	глобулярные	пленочные			
Без модифицирования	2,012,0 (единичные до 20)	до 50,0	2,015,0 (единичные до 30)	до 38,0			
CoAl <sub>2</sub> O <sub>4</sub> +Zr	1,08,0 (единичные до 10)	до 8,0	1,010,0 (единичные до 18)	до 15,0			



**Рис. 3.** Макрозерно в отливках из сплавов СМ939 (*a*, *e*, × 2:3), ЖСЗЛС-ВИ (*б*, *d*, × 1,5) и ВЖЛ12Э-ВИ (*в*, *ж*, ×3) в сечении: *a*, *б*, *в* – без комбинированного модифицирования; *е*, *d*, *ж* – после комбинированного модифицирования

цами карбидов наблюдались по границам зерен грубые скопления пленочных карбидов размерами до 50 мкм (рис. 4,  $\delta$ ). В отливках с комбинированным модифицированием кроме глобулярных карбидов наблюдали пленочные карбидные выделения, располагавшиеся по границам зерен (рис. 4,  $\delta$ ). Протяженность этих карбидов в зоне пера – 8 мкм, а в зоне бандажных полок – 15 мкм (табл. 3).

Механические свойства при комнатной температуре и время до высокотемпературного разрушения определяли на образцах из сплава СМ939. Установлено их соответствие требованиям НТД. При этом время до разрушения превышало требуемые нормы более чем в 10 раз и в дальнейшем неразрушенные образцы снимались с испытательной установки.

Таким образом, проведенное промышленное опробование технологии комбинированного модифицирования позволило получить отливки без поверхностных дефектов, с мелкокристаллической макроструктурой, с улучшенным состоянием границ зерен и благоприятным состоянием карбидной составляющей. После комбинированного модифицирования время до высокотемпературного разрушения превысило требуемые нормы более чем в 10 раз.



**Рис. 4.** Микроструктура в зоне бандажных полок лопаток из сплавов СМ939 (*a*, *c*), ЖС3ЛС-ВИ (*b*, *d*) и ВЖЛ12Э-ВИ (*b*, *w*), × 500: без модифицирования (*a*-*b*) и с комбинированным модифицированием (*c*-*w*)

#### Список литературы

- Radek N. Cermet ESD coatings modified by laser treatment / N. Radek, J. Konstanty // Archives of Metallurgy and Materials, Vol. 57, Issue 3, (2012), P. 665–670.
- Radek N. Performance properties of electro-spark deposited carbide-ceramic coatings modified by laser beam / N. Radek, K.Bartkowiak // Physics Procedia (Elsevier), N 5 (2010), P. 417–423.
- Технологическое обеспечение эксплуатационных характеристик деталей ГТД. Часть 2 / Лопатки турбины : монография / [В. А. Богуслаев, Ф. М. Муравченко, П. Д. Жеманюк и др.]. – 2-е изд., перераб. и доп. – г. Запорожье, изд.-во ОАО «Мотор Сич», 2007. – 496 с.
- Каблов Е. Н. Литые лопатки газотурбинных двигателей (сплавы, технология, покрытия). – М.: МИСИС, 2001. – 632 с.
- Измельчение структуры отливок ГТД модифицированием / [Э. И. Цивирко, А. А. Педаш, Н. А. Лысенко и др.] // Вестник двигателестроения. – 2004. – № 3. – С. 112–116.

- Улучшение структуры и свойств никелевого жаропрочного сплава ЗМИЗУ-ВИ / [Н. А. Лысенко, А. А. Педаш, А. Г. Коломойцев и др.] // Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні. – 2005. – № 2. – С. 34–39.
- Структура и свойства сплава ЖСЗЛС-ВИ различных вариантов выплавки и модифицирования / [Н. А. Лысенко, А. А. Педаш, А. Г. Коломойцев и др.] // Вестник двигателестроения. – 2005. – № 3. – С. 144–149.
- Педаш О. О. Комбіноване модифікування рафінованого жароміцного сплаву ЗМІЗУ-ВІ / О. О. Педаш, Е. І. Цивірко // Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні. – 2008. – № 2. – С. 8–13.
- Педаш А. А. Влияние модифицирования однородного расплава на структуру и свойства сплава ЖСЗЛС-ВИ / А. А. Педаш, Э. И. Цивирко // Вестник двигателестроения. 2008. № 2. С. 171–177.

Поступила в редакцию 08.12.2012

## Жеманюк П.Д., Педаш О.О., Цивірко Е.І., Педаш О.Ф. Комбіноване модифікування при отриманні деталей турбін ГТД

Проведено дослідно-промислове випробування технологій комбінованого модифікування при виробництві виливків відповідальних деталей турбін газотурбінних двигунів з жароміцних нікелевих сплавів ЖСЗЛС-В, СМ939 и ВЖЛ12Е-В. У якості модифікаторів використовували алюмінат кобальту та чистий цирконій. Встановлено, що комбіноване модифікування дозволило отримати виливки без поверхневих дефектів, з дрібнокристалічною макроструктурою та з покращеною мікроструктурою.

**Ключові слова:** сопловий апарат турбіни, модифікування, алюмінат кобальту, цирконій, жароміцний сплав.

# Zhemanyuk P., Pedash A.A., Tsivirko E., Pedash A.F. Combined inoculation in production of GTE turbine parts

The experimental-industrial testing of combined inoculation processes was conducted in production of critical castings of GTE turbine parts made of nickel-based superalloys *XC3IC*-*BU*, *CM939* and *BXI129*-*BU*. As inoculants use was made of cobalt aluminate and pure zirconium. It was found that combined modification made it possible to obtain fine-crystalline castings with improved microstructure and free from surface defects.

Key words: turbine NGV, inoculation, cobalt aluminate, zirconium, superalloy.

УДК 620.171.2

## О. С. Сергиенко, канд. техн. наук Г. А. Бялик

Запорожский национальный технический университет, г. Запорожье

## МЕТОДИКА И РЕЗУЛЬТАТЫ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОГО ОПРЕДЕЛЕНИЯ СВОЙСТВ МОДЕЛЬНОГО СОСТАВА PARACAST

Разработаны методики определения плотности модельного состава Paracast и его твердости при разных температурах. Представлены результаты экспериментальных исследований и методика получения зеркальной поверхности на образце из модельного состава.

Ключевые слова: модельный состав, Paracast, методика, свойства, плотность, твердость.

#### Введение

Литье по выплавляемым моделям является одним из наиболее точных способов производства металлических заготовок. Но сложность технологии и большое число технологических этапов требуют обеспечения контроля качества после каждой операции. Первым этапом производства является изготовление модели из модельного состава, поэтому к материалу предъявляются высокие требования. От качества и свойств модельного состава зависит количество годных моделей и, в конечном счете, себестоимость продукции.

Украинские и российские производители активно применяют модельные составы марок «Салют» производства ММПП «Салют», «ЗГВ» Завода горного воска, «ВИАМ», «КС» производства ЧНПП «Карион-Сервис». Однако для производства наиболее ответственных отливок для авиационной промышленности зачастую используется модельный состав немецкого производства Рагасаst.

При проведении входного контроля материалов на предприятии определяются следующие характеристики модельного состава: температура каплепадения, линейная усадка, предел прочности при статическом изгибе (у<sub>и</sub>, МПа), теплоустойчивость, температура пастообразного состояния, жидкотекучесть, вязкость и другие показатели [1].

С целью сохранения коммерческой тайны иностранные производители не раскрывают состав своих марок модельных составов и предоставляют ограниченную информацию о свойствах. По данным производителя, модельный состав Paracast обладает следующими характеристиками:

- температура каплепадения 70...74 °С;
- линейная усадка 0,8...1,0 %;
   вязкость 900...1100 МПа⋅с.

Однако этих характеристик недостаточно для эффективного использования указанного модельного состава при изготовлении моделей.

Одним из важнейших свойств модельного состава является его прочность. В процессе литья по выплавляемым моделям необходимо предотвратить повреждение моделей при сборке блоков и последующем нанесении огнеупорного покрытия. Помимо прочности при статическом изгибе о прочности модельного состава можно судить по показателям плотности и твердости. Низкая плотность свидетельствует о наличии в теле модели пузырьков воздуха, которые приводят к снижению ее прочности. Известно, что существует количественная зависимость между твердостью и прочностью. По значениям твердости при разных температурах можно определить предел прочности на разрыв и, соответственно, максимальную допустимую температуру работы с моделями, которая не будет приводить к их повреждению.

#### Методика и результаты исследований

Плотность модельного состава определена методом гидростатического взвешивания, который основан на законе Архимеда. В ходе измерения образец сначала взвешивается с помощью аналитических весов в воздухе, после чего производится его взвешивание в воде. Плотность материала рассчитывается на основании данных двух взвешиваний.

Недостатком традиционного метода гидростатического взвешивания является то, что он применим только для материалов, плотность которых значительно выше плотности воды. Предварительное погружение небольших образцов модельного состава в воду показало, что его плотность близка к плотности воды. Образцы с плот-

<sup>©</sup> О. С. Сергиенко, Г. А. Бялик, 2013

ностью ниже и выше плотности воды разделились на две части на поверхности воды и на дне сосуда. Исходя из этого, для точного определения плотности модельного состава была использована медная вставка, за счет массы которой повышалась общая плотность образца.

Конечная формула для определения плотности модельного состава с учетом массы медной вставки:

$$\rho_{MOO} = \frac{m_{MOO}}{\frac{m_{oOU}}{\rho_{oOU}} - \frac{m_{ecm}}{\rho_{ecm}}}, \text{ KF/M}^3$$
(1)

где  $m_{_{MOD}}$  — масса образца из модельного состава, кг;

*m<sub>обш</sub>* – общая масса, кг;

*m<sub>вст</sub>* – масса вставки, кг;

ρ<sub>обш</sub> – общая плотность образца, кг/м<sup>3</sup>;

 $\rho_{{}_{\!\mathit{вст}\!\!\mathit{m}}}$  – плотность медной вставки кг/м<sup>3</sup>.

Для измерения плотности модельного состава была использована установка гидростатического взвешивания с цифровыми весами точностью до 0,01 г (рис. 1). По данным нескольких экспериментов плотность модельного состава изменяется в пределах от 989 кг/м<sup>3</sup> до 1101 кг/м<sup>3</sup>. Подобную разницу в данных можно объяснить захватом струей расплавленного модельного состава разного количества пузырьков воздуха при заливке образцов. В ходе эксперимента было доказано, что гидростатическое взвешивание является эффективным способом выявления несплошностей в моделях. Этот же метод можно использовать для обнаружения закрытых раковин и пор в готовых отливках из коррозионно-стойких сплавов вместо рентгеновского контроля. В таблице 1 приведены результаты сравнительного анализа этих двух методов контроля качества отливок.



Рис. 1. Установка для гидростатического взвешивания:

аналитические весы, 2 – держатель весов, 3 – подвес,
 4 – штатив, 5 – образец, 6 – механизм вертикального
 перемещения сосуда, 7 – держатель сосуда, 8 – сосуд с водой

**Таблица 1** — Сравнительный анализ методов рентгеновского контроля и гидростатического взвешивания

Характеристика	Рентгеновский контроль	Гидростатическое взвешивание
Возможность определения точного местонахождения дефектов	Дa	Нет
Возможность одновременного контроля партии изделий	Дa	Нет
Использование первичных фотоматериалов в качестве технических документов	Да	Нет
Высокая точность выявления внутренних полостей малых размеров	Нет	Дa
Необходимость высокой квалификации персонала	Да	Нет
Наличие вредного рентгеновского излучения	Да	Нет
Низкая себестоимость	Нет	Да

Твердость модельной массы измерена по методу Бринелля (ГОСТ 4670-91 с корректировкой для модельного состава), специально разработанным и сконструированным твердомером, способным работать при повышенных температурах образцов (рис. 2). В качестве индентора использован стальной шарик диаметром 5 мм, приложенное усилие составило 20 Н.



Рис. 2. Специализированный твердомер, разработанный для измерения твердости по методу Бринелля при разных температурах:

1 – окуляр микрометра; 2 – поворотная система; 3 – тубус
 4 – радиационный нагреватель с параболическим отражателем; 5 – индикатор; 6 – динамометр; 7 – индентор;
 8 – образец; 9 – термопара; 10 – двухкоординатный стол; 11 – измерительный прибор; 12 – основание

Измерения осуществлялись при температуре от 20 °C до 45 °C с шагом в 5 °C. Наиболее равномерный нагрев всего объема образца обеспечивался при использовании инфракрасного излучения радиационного нагревателя с параболическим отражателем.

На основании диаметров отпечатков была рассчитана твердость для каждой из температур по формуле:

$$HB = \frac{2F}{\pi D(D - \sqrt{D^2 - d^2})}, \text{M}\Pi a \qquad (2)$$

где F – приложенное усилие, H;

D – диаметр индентора, мм;

*d* – диаметр отпечатка, мм.

Результаты испытаний показали, что модельный состав Paracast быстро теряет твердость при температуре 45 °С она падает до нуля и модельный состав приближается к переходу в пастообразное состояние. На рисунке 3 представлена зависимость твердости модельного состава от температуры.

Ориентировочные значения прочности модельного состава на разрыв определены с использованием эмпирической формулы:

$$\sigma_{\scriptscriptstyle B} = 0,229 HB \,. \tag{3}$$

В ходе заливки образов для определения твердости модельного состава при разных температурах появилась необходимость в создании гладкой «полированной» поверхности. Зеркальная поверхность получена благодаря подогреву и оплавлению поверхности образцов на стеклянной подложке с их последующим охлаждением до температуры -20 °С. После замораживания образцы легко отделяются от стекла и имеют зеркальную поверхность, точно передающую любые



Рис. 3. Зависимость твердости модельного состава Paracast от температуры

дефекты стеклянной подложки. Эту технологию можно применить для целей особо точного литья, производства моделей ювелирных и художественных изделий.

## Выводы

Необходимость разработки методик для определения физических и механических свойств модельного состава Paracast обусловлена отсутствием подтвержденных данных о них. К числу определяющих свойств модельного состава относятся плотность и твердость, для определения которых были разработаны методики гидростатического взвешивания и измерения твердости при разных температурах. Исследования доказали, что плотность модельного состава Paracast изменяется в зависимости от наличия поглощенных пузырьков воздуха. Среднее значение плотности литых образцов колеблется в пределах от 989 кг/м<sup>3</sup> до 1101 кг/м<sup>3</sup>. Твердость Paracast резко снижается при повышении температуры от 20 до 45 °C, достигая значения 1,050 МПа. Для измерения твердости по методу Бринелля дополнительно была разработана методика изготовления полированной поверхности на образцах из модельного состава.

## Список литературы

 Литье по выплавляемым моделям / [В. Н. Иванов, С. А. Казеннов, Б. С. Курчман и др.]; ред. Я. И. Шкленник, В. А. Озеров. – М.: Машиностроение, 1984. – 408 с.

Поступила в редакцию 01.02.2013

## Сергієнко О.С., Бялік Г.А. Методика та результати експериментального визначення властивостей модельного складу Paracast

Розроблено методики визначення густини модельного складу Paracast і його твердості при різних температурах. Представлено результати експериментальних досліджень і методику виготовлення дзеркальної поверхні зразка з модельного складу.

Ключові слова: модельний склад, Paracast, методика, властивості, густина, твердість.

# Sergiyenko O., Bialik G. Technique and results of experimental determination of pattern wax properties

Method for determining density and hardness of Paracast pattern wax at different temperatures was developed. The paper gives the results of experimental research and method enabling to achieve mirror surface on pattern wax sample.

Key words: pattern wax, Paracast, technique, properties, density, hardness.

УДК 621.515.5-2

Канд. техн. наук Г. В. Пухальская<sup>1</sup>, И. Л. Гликсон<sup>2</sup>, канд. техн. наук О. Л. Лукьяненко<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Запорожский национальный технический университет, <sup>2</sup>АО «МОТОР СИЧ»; г. Запорожье

## ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ВОЗМОЖНОСТЕЙ МЕТОДА ОБРАБОТКИ ЛОПАТОК КОМПРЕССОРА СТАЛЬНЫМИ ШАРИКАМИ В МАГНИТНОМ ПОЛЕ

Исследованы технологические возможности метода обработки лопаток компрессора из титанового сплава BT8M стальными шариками в магнитном поле на усталостную прочность лопаток. Установлено, что упрочнение кромки пера лопаток после нанесения забоин приводит к повышению предела выносливости лопаток по сравнению с исходными, что, в свою очередь, позволяет увеличить ресурс работы лопаток.

Ключевые слова: лопатка, прочность, повреждения, магнитное поле, предел выносливости.

## Введение

В проблеме повышения долговечности авиационных ГТД важная роль принадлежит надежности лопаток компрессора и вентилятора. Сложность комплекса эксплуатационных воздействий на лопатки обуславливает многофакторность подходов к обеспечению их надежности и работоспособности. Важную роль играет повышение стойкости лопаток к повреждению посторонними предметами.

Широко применяемое в двигателестроении поверхностное пластическое деформирование (ППД) представляет собой совокупность процессов, позволяющих, как правило, снизить шероховатость поверхности детали, создать поверхностный слой с благоприятными (сжимающими) остаточными напряжениями, получить в нем более однородную структуру, создать необходимый рельеф поверхности, снизить влияние на сопротивление усталости концентраторов напряжений и др., что в конечном счете позволяет повысить сопротивление усталости материала детали [1–4].

Практика показывает, что интенсивный наклеп тонкостенных деталей (в частности тонких кромок лопаток) обычно сопровождается «подслойными» разрушениями и резким снижением предела выносливости. Для повышения несущей способности таких деталей необходимо использовать очень «мягкие» режимы ППД, дифференцируя режимы в различных зонах, или применять разные виды обработок.

Подбирая оптимальную схему и режим упрочняющей обработки, можно формировать поверхностный слой с заданными параметрами. При обработке лопаток компрессора из титановых сплавов необходимо учитывать сложность геометрии пера лопаток и наличие тонких кромок.

В связи с этим особую значимость приобретает исследование технологических возможностей метода обработки лопаток компрессора стальными шариками в магнитном поле, а также влияния упрочнения на предел выносливости лопаток с забоинами. В данной работе исследовано влияние обработки лопаток компрессора из титановых сплавов стальными шариками в магнитном поле на усталостную прочность.

### Методика проведения экспериментов

В качестве объекта исследований выбраны лопатки компрессора вертолетного двигателя, изготовленные из титанового сплава BT8M.

Определение пределов выносливости проводили стандартным методом на базе  $N = 10^8$  циклов. За предел выносливости принимается наибольшая величина напряжения, при которой шесть лопаток отработали без разрушения заданное число циклов. Также для сокращения времени испытания проводили на базе  $N = 2 \cdot 10^7$  циклов с последующим пересчетом с применением коэффициента  $\alpha = 0,8$  на базу  $N = 10^8$  циклов [5].

В соответствии с ОСТ 1 00304-79 [6] повреждения на входной кромке глубиной 0,2; 0,4 и 0,8 мм, имитирующие забоину, наносили методом фрезерования на расстоянии L = 28 мм от подошвы хвостовика (рис. 1), т. е. в зоне максимальных напряжений при колебании лопатки на частоте собственных колебаний соответствующей первой изгибной форме.

Измерение параметров шероховатости выполняли с помощью профилометра «Pertometer M3» вдоль оси лопатки в прикорневой части лопатки в зоне входной кромоки.

<sup>©</sup> Г. В. Пухальская, И. Л. Гликсон, О. Л. Лукьяненко, 2013



**Рис. 1.** Место расположения и размеры забоин на лопатках

## Результаты и их обсуждение

Предложенный способ упрочнения лопаток компрессора с тонкими кромками позволяет дифференцированно, т. е. избирательно обрабатывать перо лопатки: только прикорневую часть или только кромки лопаток (рис. 2) — места наиболее вероятного зарождения усталостных трещин без искажения геометрии лопаток и перенаклепа кромок.



**Рис. 2.** Установка для обработки лопаток шариками в магнитном поле

Две партии лопаток обработаны шариками в магнитном поле (табл. 1) по двум технологическим схемам:

- в зоне действия максимальных напряжений (рис. 3);

- в зоне входной кромки вдоль оси пера (рис. 4).



Рис. 3. Технологическая схема № 1 обработки пера лопаток (спинка и корыто) стальными шариками в магнитном поле



Рис. 4. Технологическая схема № 2 обработки пера лопаток (спинка и корыто вдоль входной кромки) стальными шариками в магнитном поле

На лопатках измерена шероховатость поверхности исходных и обработанных лопаток в прикорневой зоне вблизи входной кромки со стороны спинки и корыта. Результаты измерений представлены в табл. 2.

Таблица 1 – Режимы обработки лопаток по схеме № 1 и № 2

Параметры режима обработки								
Обозначение схемы обработки	Сечение магнито- провода	а, мм	<i>d</i> , мм	ν, Гц	τ, мин			
1 2	УК	13 40	1,6	16	30			

Примечание: УК — сечение магнитопровода — усеченный конус, рабочая зона —  $\emptyset$  6×10,5 мм; d — диаметр шариков, мм; v — частота перемещений лопатки вдоль оси пера, Гц; а — ход лопатки вдоль оси пера, мм;  $\tau$  — время обработки, мин. При обработке лопатке дополнительно сообщали поперечные колебания в направлении, перпендикулярном продольной оси с частотой 0,5 Гц и величиной 13 мм. На рис. 5 представлены наиболее показательные профилограммы поверхностей лопаток в зоне входной кромки — до и после обработки шариками в магнитном поле. Характер профилограмм свидетельствует об уменьшении уровней шероховатостей после обработки. На серийных лопатках наблюдаются всплески неровностей и величина  $R_z$  в два раза больше, чем после обработки. Ввиду того, что наиболее вероятным местом зарождения усталостной трещины является входная кромка, уменьшение высоты микронеровностей в этой зоне может оказать влияние на усталостную прочность, что подтверждается последующими испытаниями на усталость.

Из приведенных результатов видно, что обработка лопаток стальными шариками в магнитном поле приводит к снижению шероховатости со стороны корыта больше, чем со стороны спинки. Обработка только прикорневой зоны приводит к большему снижению шероховатости, чем обработка входной кромки.

Проведены испытания на усталость серийных лопаток и лопаток, обработанных по двум разным технологическим схемам.

Предел выносливости серийных лопаток составил 460 МПа, обработанных по схеме № 1 – 450 МПа, а по схеме № 2 – 530 МПа. Результаты испытаний на усталость показывают, что упрочнение пера лопаток по схеме №1 не приводит к появлению усталостных трещин в зоне действия максимальных напряжений, что говорит об эффективности упрочняющей обработки. При этом предел выносливости по сравнению с исходными лопатками незначительно уменьшился, т. к. усталостные трещины появляются в месте окончания участка упрочнения.

Результаты испытаний лопаток, упрочненных по схеме № 2, свидетельствуют о повышении предела выносливости — до 530 МПа, т.е. на 15 % по сравнению с исходными лопатками, что говорит о преимуществе данной схемы и режима обработки.

Проведены испытания на усталость лопаток с искусственно созданными забоинами глубиной 0,2; 0,4 и 0,8 мм.

Предел выносливости серийных лопаток с забоиной 0,2 мм составил 272 МПа, с забоиной 0,4 мм — 208 МПа, с забоиной 0,8 мм — 160 МПа.

Из полученных результатов видно, что с увеличением величины забоины существенно снижается предел выносливости: с 460 МПа для серийных лопаток до 160 МПа с забоиной 0,8 мм — более чем в два раза. Это объясняется большой чувствительностью титана к концентрации напряжений.



б Рис. 5. Профилограммы поверхностей лопаток: *а* – серийная лопатка; *б* – обработка прикорневой зоны

Таблица 2	– Результаты	измерения	шероховатости	поверхности	лопаток
-----------	--------------	-----------	---------------	-------------	---------

	Параметры	Входная кромка, прикорневая зона		
Объект исследовании	шероховатости	Корыто	Спинка	
	$R_a$ , мкм	0,29	0,17	
Серийная лопатка	<i>R<sub>z</sub></i> , мкм	2,06	1,21	
Johurku	<i>R</i> <sub>max</sub> , мкм	3,29	1,48	
	$R_a$ , мкм	0,21	0,24	
Лопатка, обработанная по схеме № 2	<i>R<sub>z</sub></i> , мкм	1,35	1,67	
	<i>R</i> <sub>max</sub> , мкм	1,56	2,14	
	<i>R</i> <sub><i>a</i></sub> , мкм	0,18	0,17	
Лопатка, обработанная по схеме № 1	<i>R</i> <sub>z</sub> , мкм	1,13	1,52	
	<i>R</i> <sub>max</sub> , мкм	1,81	3,25	

Проведены исследования выносливости лопаток, обработанных стальными шариками в магнитном поле после нанесения забоин, имитирующих эксплуатационные повреждения. С целью более эффективной проработки зоны забоин в качестве рабочих тел были выбраны шарики диаметром 0.35 мм.

Лопатки с искусственно созданными забоинами были обработаны стальными шариками в магнитном поле по режиму, указанному в табл. 3.

Упрочнение лопаток с искусственно созданными забоинами стальными шариками в магнитном поле дает положительный результат: для лопаток с величиной забоины 0,2 мм предел выносливости увеличивается на 65 % — с 272 МПа до 448 МПа по сравнению с серийными лопатками с искусственно созданными забоинами. Такой эффект объясняется особенностями обработки: на многих лопатках после упрочнения шариками в результате пластической деформации поверхностного слоя сформировалась кромка без забоины — как видно на рис. 6.

Упрочнение лопаток с забоинами величиной 0,4 и 0,8 мм дает повышение предела выносливости порядка 20...23 %. Как видно на рис. 7, в результате обработки наиболее полно скругляется радиус забоины на входной кромке и полностью исчезают риски от предшествующего фрезерования на поверхности забоины.

Выполненные исследования позволяют рекомендовать метод обработки стальными шариками в магнитном поле в качестве технологической операции при ремонте лопаток компрессора



Рис. 6. Лопатка с забоиной 0,2 мм до (слева) и после (справа) обработки шариками в магнитном поле

из титанового сплава, имеющих эксплуатационные повреждения в виде забоин на входных кромках. При этом, восстановленные лопатки имеют предел выносливости на уровне новых серийно изготовленных лопаток, что позволяет продлить их ресурс.



**Рис. 7.** Фрагмент входной кромки: лопатка с забоиной величиной 0,4 мм до (вверху) и после (внизу) обработки шариками в магнитном поле

## Выводы

1. Исследованы технологические возможности метода обработки лопаток компрессора из титанового сплава BT8M стальными шариками в магнитном поле на усталостную прочность лопаток.

2. Предложена схема и режим, обработка по которому приводит к повышению предела выносливости на 15 % по сравнению с исходными лопатками.

3. Исследовано влияние забоин, имитирующих эксплуатационные повреждения, на сопротивление усталости лопаток. Установлено, что с увеличением величины забоины существенно снижается предел выносливости — более чем в два раза.

Таблица 3 —	<ul> <li>Параметры</li> </ul>	режима	обработки	пера лопатки
-------------	-------------------------------	--------	-----------	--------------

	Параметры режима обработки									
Сечение магнито- провода	а, мм	<i>d</i> , мм	Расстояние между полюсами магнита, мм	ν, Гц	τ, мин					
УК	53	0,35	7	16	30					

4. Установлено, что упрочнение кромки пера лопаток после нанесения забоин, имитирующих эксплуатационные повреждения, приводит к повышению предела выносливости лопаток по сравнению с исходными на 20...23 % для крупных забоин величиной 0,4...0,8 мм и 65 % — для мелких забоин размером до 0,2 мм.

5. Полученные результаты позволяют рекомендовать для восстановления лопаток компрессора из титановых сплавов, имеющих повреждения в эксплуатации, способ обработки лопаток стальными шариками в магнитном поле.

#### Список литературы

- Биргер И. А. Остаточные напряжения / И. А. Биргер. – М. : Машиностроение, 1963. – 346 с.
- 2. Сулима А. М. Поверхностный слой и эксплуатационные свойства деталей машин /

А. М. Сулима, В. А. Шулов, Ю. Д. Ягодкин. – М.: Машиностроение, 1988. – 238 с.

- Кузнецов Н. Д., Технологические методы повышения надежности деталей машин : справочник / Н. Д. Кузнецов, В. И. Цейтлин, В. И. Волков. – М. : Машиностроение, 1993. – 304 с.
- Петухов А. Н. Сопротивление усталости деталей ГТД / А. Н. Петухов – М. : Машиностроение, 1993. – 240 с.
- Лопатки газотурбинного двигателя (ГТД). Методы испытаний на усталость. (ОСТ 1.00870-77.) – Введ. 07.78.
   Лопатки газотурбинных двигателей. Нормирование повреждений лопаток компрессора от попадания посторонних предметов. (ОСТ 1 00304-79.) – Введ. 7.07.91.

Поступила в редакцию 25.02.2013

### Пухальська Г.В., Гліксон І.Л., Лукьяненко О.Л. Дослідження технологічних можливостей методу обробки лопаток компресора сталевими кульками в магнітному полі

Досліджено технологічні можливості методу обробки лопаток компресора з титанового сплаву BT8M сталевими кульками в магнітному полі на втомну міцність лопаток. Встановлено, що зміцнення кромки пера лопаток після нанесення забоїн призводить до підвищення межі витривалості лопаток у порівнянні з вихідними, що, в свою чергу, дозволяє збільшити ресурс роботи лопаток.

Ключові слова: лопатка, міцність, пошкодження, магнітне поле, межа витривалості.

## Pukhalskaya G., Glikson L, Lukianenko O. Studies of manufacturing capabilities of technique of compressor blades treatment with steel balls in magnetic field

The paper describes manufacturing capabilities of the method of processing of compressor blades made of BT8M titanium alloy with steel balls in magnetic field with the aim of blades fatigue strength increase. It was found that, as compared with original blades, strengthening of airfoil blade edges with nicks enables to increase endurance limit of blades and thus, their life.

Key words: blade, strength, damage, magnetic field, endurance limit.

## УДК 669.295'71

## <sup>1</sup> Канд. техн. наук В. С. Голтвяниця<sup>1</sup>, д-р техн. наук Е. І. Цивірко<sup>1</sup>, С. К. Голтвяниця<sup>2</sup>

<sup>1</sup> Запорізький національний технічний університет, <sup>2</sup> ТОВ «Ріал»; м. Запоріжжя

## СТРУКТУРА ТА ВЛАСТИВОСТІ СПЛАВІВ НА ОСНОВІ АЛЮМІНІДІВ ТИТАНУ З БОРОМ ТА РІДКІСНОЗЕМЕЛЬНИМИ ЕЛЕМЕНТАМИ

Мікролегування сплаву Ті-33,4АІ-8,8Nb-2,5Мо бором (0,1%), скандієм (0,2%), гадолінієм (0,2%), ітрієм (0,1%) помітно вплинуло на склад та морфологію його структурних складових. При цьому жаростійкість сплаву підвищилася при мікролегуванні рідкісноземельними елементами, а зменшилася при додаванні бору. Жароміцність сплаву незначно зменшилася в присутності рідкісноземельних елементів і суттєво (в 2 рази) — бору. Ітрій та гадоліній в сплаві забезпечували кращу окалиностійкість в порівнянні зі скандієм та бором.

**Ключові слова:** мікролегування, алюмініди титану, рідкісноземельні елементи, інтерметаліди.

Титан-алюмінієві сплави є перспективними конструкційними матеріалами для виготовлення деталей авіаційних і космічних апаратів, що працюють за температур 700...800 °С (вище за робочу температуру титанових сплавів, яка складає < 550 °C), завдяки високій питомій міцності, твердості, тріщиностійкості за температур нижче температури пластичнокрихкого переходу ( $T_{n/\kappa}$  = = 650...700 °C), жароміцності до температур 900 °С, збільшенню межі текучості з підвищенням температури до 600...800 °C, достатній корозійній стійкості та порівняно низькій собівартості за рахунок значного вмісту в них алюмінію. Ці матеріали мають нижчу густину, ніж нікелеві та титанові сплави, та можуть замінити деякі нікелеві сплави за робочих температур до 900 °С (табл. 1) [1-11].

Крім того, титан-алюмінієві сплави на основі інтерметалідів мають більшу питому теплопровідність, ніж кераміка та керамічні композиційні матеріали, що забезпечує низькі термічні напруження в умовах термоциклювання [12].

Високі міцнісні властивості титан-алюмінієвих сплавів обумовлені особливостями кристалічної будови: наявність сильного ковалентного зв'язку між атомами забезпечує більш високу міцність атомних зв'язків. В той же час, невпорядкованість фаз в таких сплавах значно ускладнює кристалічну будову, що призводить до збільшення елементарної комірки, зниженню симетрії, росту вектора Бюргерса і, як наслідок, до підвищення напружень Пайєрлса і обмеженню числа активних систем ковзання. Це спричиняє низьку пластичність (див. табл. 1) і високу крихкість за температур нижче  $T_{n/\kappa}$  сплавів на основі  $\gamma$ -TiAl та зменшує їхнє широке застосування як конструкційних матеріалів [11, 13].

Останнім часом, випробування складних GKSS TNB сплавів показують, що цей новий клас сплавів на основі γ-TiAl може заміняти існуючі нікелеві сплави для газотурбінних двигунів [14].

У той же час залишилося невизначеним використання в сплавах на основі ( $\gamma + \alpha_2$ )-TiAl таких елементів, як скандій, ітрій, гадоліній, бор.

В даній роботі розглядається вплив рідкісноземельних елементів (Sc, Y, Gd) та бору на структуру та високотемпературні властивості сплаву на основі алюмінідів титану.

#### Матеріали та методика дослідження

Титановий сплав Ti-33,4Al-8,8Nb-2,5Mo, мікролегований бором  $(0,1\%)^1$ , скандієм (0,2%),

1 Тут і далі цифри поряд з хімічним елементом — мас. %

Таблиця 1 – Властивості сплавів на основі алюмінідів титана, титанових і нікелевих сплавів [1–11]

Сплор	Характеристика								
Сплав на Гус основі 10 <sup>3</sup>	Густина, 10 <sup>3</sup> ·кг/м <sup>3</sup>	Модуль Юнга, ГПа	Межа міцності при розтягу, МПа	Відносне подовження, %	Гранична робоча температура, °С	Тріщиностійкість, МПа·м <sup>1/2</sup>			
TiAl	3,64,2	160180	400650	15	800900	1030			
Ti <sub>3</sub> Al	4,24,3	100150	7001000	226	750	1342			
Ti	>4,5	95115	3001300	1040	600	4080			
Ni	8,28,9	190220	2501300	550	1100	~2550			

© В. С. Голтвяниця, Е. І. Цивірко, С. К. Голтвяниця, 2013

гадолінієм (0,2 %), ітрієм (0,1 %) одержували методом сплавлення чистих матеріалів (губчатий титан марки ТГ 90 ГОСТ 17746-79 фракції 5...12 мм, гранульований алюміній марки А8 ГОСТ 11070-74, металевий ніобій 99,9%, лігатура Al-Mo з вмістом молібдену 50 %, лігатура АІ-Ті-В з вмістом бору 1 % та титану 5 %, лігатура Ті-Ү з вмістом ітрію 5 %, металевий гадоліній 99,9 % виробництва компанії Treibacher Industrie AG, лігатуру Ti-Gd з вмістом гадолінію 5 %, лігатуру Al-Sc з вмістом скандію 2,2 %) у лабораторній вакуумно-дуговій печі при силі струму близько 420...450 А, напрузі 40...45 В і температурі 1800 °С. Перед початком плавки вакуумуванням в камері печі досягали залишкового тиску 0,12 Па, після чого камера заповнювалась аргоном до тиску 50 кПа. Зливки масою 200 г і розмірами Ø 65 × 12 мм одержували в мідному водоохолоджувальному кристалізаторі.

Жаростійкість зразків сплавів розмірами Ø4 × 4 мм вивчали на термоаналізаторі STA 449 F1 Jupiter® NETZSCH шляхом їхнього окислення в атмосфері «штучного» повітря (80 % N<sub>2</sub>, 20% О<sub>2</sub>) в керамічному тиглі. Диференційнотермічним аналізом (ДТА) зразків сплавів визначали температуру початку активного окислення (значення температури на кривій ДТА, коли втрата маси має нульове значення). Стійкість до окислення оцінювали по зміні питомої маси q (мг/см<sup>2</sup>) – різниці між масою зразка після окислення та масою зразка до окислення, віднесеної до площі окислення зразка. Якщо *q* має додатнє значення, то утворюються тверді продукти корозії. В протилежному випадку - газоподібні.

Для наближеної оцінки жароміцності сплавів використовували метод довготривалої твердості. При цьому в досліджуваних зразках не утворювалися напруження на розтяг. Для одержання об'єктивних значень твердості витримка індентора під навантаженням при заданій температурі була не менше 60 хв.

При температурах 700 і 900 °С довготривалу твердість (HV1) сплаву визначали за допомогою мікротвердоміра HPQ 250. Перед випробуваннями зразки відпалювались за 900 °С впродовж 1 год. для зменшення термічних напружень.

## Результати досліджень та їх обговорення

Дослідження мікроструктури базового сплаву Ti-33,4Al-8,8Nb-2,5Мо методом растрової електронної мікроскопії показало, що лита структура складається з крупних пластинчатих дендритів  $\gamma$ -фази (рис. 1, *a*), генетично пов'язаних з розташованими поміж ними ламельними колоніями ( $\gamma + \alpha_2$ )-фаз.

Визначенням локального складу фаз методом РСМА встановлено, що темні області, збагачені на алюміній, відповідають фазі  $\gamma$ -TiAl, а світлі зони — прошаркам суміші фаз  $\gamma$ -TiAl +  $\alpha_2$ -Ti<sub>3</sub>Al, що чергуються. Також простежується незначна ліквація алюмінію (~5...6 %) по межах зерен  $\alpha_2$ -фази (рис. 1, табл. 2).

Область ламельної структури сплаву характеризувалася підвищеною концентрацію титану, що разом з даними рентгеноструктурного аналізу свідчить про наявність у сплаві фази  $\alpha_2$ -Ti<sub>3</sub>Al поряд з алюмінідом  $\gamma$ -TiAl.

І́з введенням у вихідний сплав бору у кількості 0,1 % у структурі сплаву виділилися вкраплення (рис. 2), що містять ~ 2,7 % бору (табл. 3).



**Рис. 1.** Структура сплаву Ti-33,4Al-8,8Nb-2,5Mo (*a*), розподіл Ti (*б*), Al (*в*), Nb (*г*), Mo (*д*) між структурними складовими сплаву (метод картографування)

Структура (ділянка)		Масова частка елементів, %					
		Ti	Al	Nb	Мо		
γ-TiAl	(007)	62,20	31,39	4,59	1,83		
γ-TiAl+α <sub>2</sub> -Ti <sub>3</sub> Al	(008)	65,01	25,27	7,07	2,64		

Таблиця 2 — Результати РСМА сплаву Ti-33,4Al-8,8Nb-2,5Mo (рис. 1)



Рис. 2. Структура сплаву Ti-33,4Al-8,8Nb-2,5Mo-0,1B (*a*), розподіл Ti (*б*), Al (*в*), Nb (*г*), Mo (*д*), B (*e*) між структурними складовими сплаву (метод картографування)

Таблиця 3 — Результати РСМА сплаву Ті 33,4АІ 8,8Nb-2,5Mo-0,1В (рис. 2)

	Масова частка елементів, %						
Структура (ділянка)	Ti	Al	Nb	Мо	В		
Вкраплення (009)	63,7	23,7	6,9	3,0	2,7		
γ-TiAl (010)	82,8	14,4	2,1	0,6	0		

Оскільки атомний радіус бору (0,091 нм) відрізняється від атомного радіуса титану (0,146 нм) на ~ 40 %, то В при вмісті більше 0,05 % (за 700 °C) не може входити до твердого розчину заміщення, а утворює бориди титану [15]. Наявність боридів титану також підтверджує режим картографування (див. рис. 2,  $\delta$ , e).

Матриця сплаву, мікролегованого 0,2 % Sc, характеризувалась підвищеним вмістом алюмінію (рис. 3, *в*) та наявністю вкраплень, збагачених на скандій (рис. 3, *е*, табл. 4).

Мікролегування базового сплаву гадолінієм у кількості 0,2 % призвело до утворення дуплексної мікроструктури, що складалась з фази  $\gamma$ -TiAl темного кольору з підвищеним вмістом алюмінію, зерен  $\alpha_2$ -фази світлого кольору з підвищеним вмістом молібдену та невеликої кількості інтерметалідних вкраплень з гадолінієм (рис. 4, табл. 5).

Додавання 0,1 % ітрію до сплаву Ті-33,4Al-8,8Nb-2,5Mo сприяло появі дуплексної ( $\gamma + \alpha_2$ )мікроструктури з вкрапленнями інтерметалідів типу Al<sub>2</sub>Y, які утворились через більшу спорідненість ітрію до алюмінію, ніж до титану (рис. 5, табл. 6).

## Дослідження жаростійкості та жароміцності базового сплаву, мікролегованого бором, скандієм, гадолінієм та ітрієм

Рентгеноструктурний аналіз поверхневого окисленого шару на зразках базового сплаву показав, що до окалини входив в основному складний оксид ( $Al_{0,2}Nb_{0,2}Ti_{0,6}$ )O<sub>2</sub>, який мав підвищені захисні властивості порівняно з окислами з чистих компонентів ( $Al_2O_3$ , NbO).

Додавання бору до базового сплаву збільшило зміну питомої маси до  $60,41 \cdot 10^{-3}$  мг/см<sup>2</sup> за 700 °C, та зменшило в ~ 11 разів за 900 °C (рис. 6). У той же час жароміцність цього сплаву зменшилась за 700 °C майже на ~ 8 %, а за 900 °C на ~ 55 % (рис. 7).

Результати дослідження окисних характеристик базового сплаву, мікролегованого 0,1% Y свідчать про те, що ітрій сприяв утворенню суцільної поверхневої плівки оксидів. Це суттєво знизило зміну питомої маси в 2 та 20 разів відповідно за 700 °С та 900 °С (рис. 6).



**Рис. 3.** Структура сплаву Ti-33,4Al-8,8Nb-2,5Mo-0,2Sc (*a*), розподіл Ti (*б*), Al (*e*), Nb (*e*), Mo (*d*), Sc (*e*) між структурними складовими сплаву (метод картографування)

	Таблиця 4 — Результа	ги РСМА сплаву	Ti-33,4Al-8,8Nb-2	,5Mo-0,2Sc (рис. 3)
--	----------------------	----------------	-------------------	---------------------

Структура (ділянка)		Масова частка елементів, %							
		Ti	Al	Nb	Мо	Sc			
$\gamma$ -TiAl+ $\alpha_2$ -Ti <sub>3</sub> Al	(007)	64,58	25,92	6,82	2,69	0			
γ-TiAl	(008)	61,55	29,62	4,39	2,62	1,82			
$\gamma$ -TiAl+ $\alpha_2$ -Ti <sub>3</sub> Al	(009)	62,83	21,66	8,68	6,82	0			
Вкраплення	(011)	23,45	12,98	2,91	1,09	59,57			



Рис. 4. Структура сплаву Ti-33,4Al-8,8Nb-2,5Mo-0,2Gd (*a*), розподіл Ti (*d*), Al (*a*), Nb (*c*), Mo (*d*), Gd (*e*) між структурними складовими сплаву (метод картографування)

Таблиця 5 - Результати РСМА сплаву Ti-33,4Al-8,8Nb-2,5Mo-0,2Gd (рис. 4)

Структура (ділянка)		Масова частка елементів, %							
		Ti	Al	Nb	Мо	Gd			
a2-Ti3Al	(001)	63,97	24,47	8,29	3,27	0			
γ-TiAl	(002)	62,57	31,10	4,54	1,79	0			
Вкраплення	(003)	58,86	26,47	5,41	2,57	6,69			
Вкраплення	(004)	61,65	25,11	5,90	2,49	4,86			

## Конструкционные материалы



**Рис. 5.** Розподіл Ті (б), Al (в), Nb (г), Mo (д), Y (е) між структурними складовими сплаву Ті 33,4Al 8,8Nb-2,5Mo-0,1Y (а) (метод картографування)

	Масова частка елементів, %							
Структура (ділянка)	Ti Al N		Nb	Мо	Y			
$\gamma$ -TiAl+ $\alpha_2$ -Ti <sub>3</sub> Al (001)	64,56	26,95	5,57	2,92	0			
$\gamma$ -TiAl+ $\alpha_2$ -Ti <sub>3</sub> Al (002)	63,76	26,65	6,50	3,08	0			
Вкраплення (003)	13,89	6,47	0	0	79,65			
Вкраплення (004)	14,80	20,77	0	0	64,43			



Рис. 6. Жаростійкість сплаву різних варіантів мікролегування за 700 та 900 °С



Рис. 7. Жароміцність сплаву різних варіантів мікролегування за 700 °С та 900 °С

Додавання 0,2 % скандію до базового сплаву підвищило його жаростійкість: зміна питомої маси зменшилась за 700 °С на ~28 %, а за 900 °С – в ~ 4 рази (рис. 6).

Також треба відзначити, що жароміцність сплаву зі скандієм за 900 °С майже не змінилась, хоча за 700 °С вона знизилась на  $\sim$  37 % (рис. 7).

При окисленні сплаву з гадолінієм утворилася суцільна захисна плівка, що зменшило зміну питомої маси за 700 °С — в ~6 разів, а за 900 °С в 1,7 разів порівняно з нелегованим сплавом (рис. 6).

Жароміцність сплаву з гадолінієм порівняно з нелегованим металом зменшилась за 700 °C на 28 %, а за 900 °C – на 4 % (рис. 7).

Одержане від'ємне значення зміни питомої маси сплаву з ітрієм під час окислення за 700 °С свідчить про активне утворення газоподібних продуктів високотемпературної корозії у повітряному середовищі (рис. 6).

Результати диференційно-термічного аналізу мікролегованого сплаву Ті-33,4Al-8,8Nb-2,5Mo показали, що температура початку окислення сплаву з ітрієм знаходиться близько 872 °C, з гадолінієм — 688 °C, зі скандієм — 427 °C, з бором — 240 °C (рис. 8).

Осипання окалини відбувалося активніше з поверхні зразків, виготовлених з добавками бору та скандію. З меншою швидкістю окислювалися зразки із металу, мікролегованого ітрієм та гадолінієм, тому що сформований на них суцільний шар окалини мав кращу адгезію зі сплавом.

#### Висновки

Із введенням у вихідний сплав 0,1 % бору у структурі сплаву з'явилися вкраплення боридів титану. При мікролегуванні сплаву 0,2 %Sc, в матриці підвищився вміст алюмінію та утворилися вкраплення, збагачені скандієм. Після мікролегування сплаву 0,2 % гадолінію утворилася дуплексна мікроструктура, що складалася з фази γ-TiAl темного кольору (з підвищеним вмістом алюмінію), зерен α<sub>2</sub>-фази світлого кольору (з підвище-



Рис. 8. Криві диференційно-термічного аналізу сплавів системи Ті-Al-Nb-Мо з бором (1), ітрієм (2), скандієм (3) та гадолінієм (4)

ним вмістом молібдену) та невеликої кількості інтерметалідів з гадолінієм. Додавання до сплаву 0,1 % ітрію сприяло утворенню дуплексної (γ + α<sub>2</sub>)-мікроструктури з інтерметалідами типу Al<sub>2</sub>Y.

Вивчення жаростійкості показало, що наявність бору в сплаві збільшило зміну питомої маси до  $60,41\cdot10^3$  мг/см<sup>2</sup> за 700 °С, та зменшило в ~11 разів за 900 °С. Ітрій сприяв утворенню суцільної поверхневої плівки оксидів, в результаті чого зміна питомої маси знизилась в 2 та 20 разів відповідно за 700 °С та 900 °С. Скандій підвищив жаростійкість сплаву: зміна питомої маси зменшилась за 700 °С на ~ 28 %, а за 900 °С – в ~ 4 рази. При окисленні сплаву Ті-33,4АІ-8,8Nb-2,5Mo-0,2Gd гадоліній сприяв утворенню суцільної захисної плівки, що зменшило зміну питомої маси за 700 °С – в ~ 6 разів, а за 900 °С – в 1,7 разів порівняно з нелегованим сплавом.

Жароміцність сплаву з бором зменшилася за 900 °C в ~2 рази. Жароміцність сплаву за 700 °C зі скандієм знизилась на ~ 37 %, з гадолінієм на ~ 28 %, а з ітрієм на ~ 33 %.

Встановлено, що серед всіх варіантів мікролегування кращі показники температури початку окислення сплаву мав сплав з ітрієм (872 °C) та з гадолінієм (688 °C) через утворення суцільного шару окалини з кращою адгезією з металом.

#### Список літератури

- Голтвяниця С. К. Отримання щільних та однорідних виливків зі сплаву титан-алюміній / С. К. Голтвяниця, В. С. Голтвяниця, Е. І. Цивірко // Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні. – 2006. – № 1. – С. 57– 59.
- Голтвяниця В. С. Ливарні дефекти виливків зі титанового сплаву Ті-36АІ / В. С. Голтвяниця, Е. І. Цивірко, С. К. Голтвяниця // Вестник двигателестроения. – 2006. – № 2. – С. 185–187.
- Голтвяница В. С. Влияние микролегирования скандием и гадолинием на структуру и свойства интерметаллидных титановых сплавов / В. С. Голтвяница, Э. И. Цивирко, С. К. Голтвяница // Вестник двигателестроения. – 2008. – № 2. – С. 180–183.
- Модифицирование бором литых титаналюминиевыхсплавов/В.С.Голтвяница, О.И. Баньковский, Э. И. Цивирко, С. К. Голтвяница // Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні. – 2009. – № 1. – С. 66– 68.
- Високотемпературні властивості комплекснолегованих сплавів на основі алюмінідів титану / [С.О. Фірстов, І.Д. Горна, Н.Ю. Порядченко та ін.] // Проблеми корозії та протикорозійного захисту матеріалів : в 2-х т. / Спецвипуск журналу «Фізико-хімічна меха-

ніка матеріалів». — № 8. — Львів : Фізикомеханічний інститут ім. Г.В. Карпенка НАН України, 2010 — С. 145—150.

- Вплив Y на структуру і властивості литого інтерметалідного сплаву Ті-36АІ / [İ. Д. Горна, Г.В. Яблокова, В.О. Тіньков та ін.] // Современные проблемы физического материаловедения. Вып. 19: Труды Института пробл. материаловедения им. И.Н. Францевича НАН Украины. Серия «Физико-химические основы технологии порошкових материалов». – Киев, 2010. – С. 122–127.
- Голтвяница В. С. Влияние скандия на жаропрочность и жаростойкость интерметаллидных г-ТіАl сплавов / В. С. Голтвяница, Э. И. Цивирко, С. К. Голтвяница // Молодежь в авиации: новые решения и перспективные технологии: междунар. молодежн. научн.-техн. конф., 15-18 мая 2007 г. : тезисы докл. – Алушта, 2007. – С. 236–238.
- Исследование и разработка способа получения заготовок слоистых композитов на основе TiAl, содержащих вязкую составляющую / [К. Б. Поварова, В. И. Бурмистров, А. В. Антонова и др.] // Металлы. 2006. № 3. С. 76–82.
- М-45,2АІ-3,5(Nb,Cr,B) после деформационной обработки и прокатки ниже температуры эвтектоидного превращения / [В. М. Имаев, Р. М. Имаев, А. В. Кузнецов и др.] // Металлы. 2005. № 1. С. 94–103.

- Структура композиционного материала на основе TiAl, полученного пропиткой волокон SiC расплавом или напылением гранул TiAl / [К. Б. Поварова, А. В. Антонова, В. И. Калита и др.] // Металлы. – 2000. – № 5. – С. 101–107.
- Структура и некоторые свойства литых сплавов на основе TiAl, легированных V, Nb, Ta, Hf, Zr / [К.Б. Поварова, О.А. Банных, И.В. Буров и др.] // Металлы. 1998. № 3. С. 31–41.
- Yang Mu-Rong, Wu Shyi-Kaan. Oxidation Resistance Improvment of TiAl Intermetallics Using Surface Modification / Yang Mu-Rong, Wu Shyi-Kaan // Bulletin of the College of Engineering, N.T.U. – 2003. – N 89, October. – P. 3–19.
- Столофф Н. С. Механические свойства упорядочивающихся сплавов / Н. С. Столофф, Р. Г. Дэвис. – М.: Металлургия, 1969. – 113 с.
- Processing and Application of Engineering r– TiAl Based Alloys / [H. Clemens, F. Appel, A. Barteis etc.] // Ti-2003 Science and Technology. Proceedings of the 10th World Conference on Titanium Held at the CCH– Congress Center Hamburg, Germany 13–18 July 2003. – Hamburg, 2003. – Vol. IV. – P. 2123– 2136.
- Диаграммы состояния двойных металлических систем : справочник в 3-х т. Т. 1 / [под общ. ред. Н. П. Лякишева]. – М. : Машинострение, 1996. – 992 с.

Поступила в редакцию 14.12.2012

## Голтвяница В.С., Цивирко Э.И., Голтвяница С.К. Структура и свойства сплавов на основе алюминидов титана с бором и редкоземельными элементами

Микролегирование сплава Ti-33,4AI-8,8Nb-2,5Mo бором (0,1%), скандием (0,2%), гадолинием (0,2%), иттрием (0,1%) заметно повлияло на состав и морфологию его структурных составляющих. При этом жаростойкость сплава повысилась при микролегировании редкоземельными элементами, а уменьшилась при добавлении бора. Жаропрочность сплава незначительно уменьшилась в присутствии редкоземельных элементов и существенно (в 2 раза) — бора. Иттрий и гадолиний в сплаве обеспечивали лучшую окалиностойкость по сравнению со скандием и бором.

*Ключевые слова:* микролегирование, алюминиды титана, редкоземельные элементы, интерметаллиды.

# Goltvianitsa V, Tsvirko E., Goltvianitsa S. Structure and properties of titanium aluminides based alloys containing boron and rare earth elements

Microalloying of Ti-33,4Al-8,8Nb-2,5Mo alloy with boron (0.1 %), scandium (0.2 %), gadolinium (0,2 %), and yttrium (0.1 %) significantly effected composition and morphology of its structural components. At this, when subjected to microalloying with rare earth elements, heat resistance of alloy increased, and when with boron, decreased. High-temperature strength of the alloy slightly decreased in presence of rare earth elements and significantly decreased (2 times) in presence of boron. As compared with scandium and boron, presence of yttrium and gadolinium in alloy provided higher scale resistance.

Key words: microalloying, titanium aluminides, rare earth elements, intermetallic compounds.

## УДК 621.891:669.018.44

## Д-р техн. наук Л. И. Ивщенко, канд. техн. наук В. В. Цыганов, д-р техн. наук А. Я. Качан

Запорожский национальный технический университет, г. Запорожье

## ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ СПЛАВА ХТН-61 ПРИ ОТРИЦАТЕЛЬНЫХ ТЕМПЕРАТУРАХ И СЛОЖНОМ ДИНАМИЧЕСКОМ НАГРУЖЕНИИ

Рассмотрена износостойкость сплава XTH-61 при трении в условиях сложного динамического нагружения и отрицательных температур. Показана возможность определения интенсивности изнашивания сплава с учетом особенностей формирования поверхностного слоя при контактировании. На основании оценки изменения прочностных и деформационных свойств поверхности образцов отмечена взаимосвязь состояния поверхностного слоя и износостойкости контактирующих поверхностей.

Ключевые слова: износ, износостойкость, поверхностный слой, сплав ХТН-61.

### Введение и проблематика вопроса

Многие трибосопряжения, в том числе и авиационные ГТД, работают в условиях сложного динамического нагружения и отрицательной температуры окружающей среды. В частности, основными факторами, затрудняющими запуск ГТД в полете, являются низкая температура и давление в камере сгорания (почти равные температуре и давлению воздуха), поэтому, чем больше высота полета, тем сложнее условия запуска. Кроме того, на трибосопряжения влияют пониженные (до -60 °C) климатические температуры у земной поверхности. Наиболее опасным является сочетание низкой температуры с высокой влажностью [1]. При этом возникает комбинированное воздействие отрицательной температуры, свойств газовой среды и взаимного перемещения деталей с наличием вибраций, действующих в различных направлениях, в том числе присутствия ударной нагрузки. Без учета всего комплекса факторов нагружения при исследованиях износостойкости трибосопряжений происходит искажение результатов и создание картины процесса изнашивания мало отвечающей реальной.

В настоящее время одним из наиболее часто применяющихся износостойких материалов для деталей, которые эксплуатируются в экстремальных условиях, является сплав XTH-61. Этот сплав имеет заэвтектическую структуру с первичными зернами карбида (Ti, Nb)C и эвтектикой Co+(Ti, Nb)C, характеризуется двухфазностью. Высокая износостойкость этого сплава достигается равномерным распределением высокопрочной матричной фазы твердого раствора на основе кобальта, что позволяет, в частности, эффективно использовать его для напаек на бандажные полки лопаток ГТД. Сложный химический состав сплава XTH-61 предполагает всестороннее изучение его износостойкости в условиях наиболее приближенных к эксплуатационным с учетом возможных колебаний температуры окружающей среды.

В общем случае физико-химическое взаимодействие твердых тел при контактировании характеризуется процессами деформирования поверхностей. Условия нагружения в большей степени определяют состояние поверхностного слоя и износостойкость контактирующих деталей, а температура окружающей среды, являющейся фактором, активизирующим диффузные процессы в зоне трения, влияет на показатели механической прочности. Периодический характер структурных изменений и вид зависимости между величиной деформации и числом циклов до разрушения свидетельствуют о природе разрушения аналогичной малоцикловой усталости и концепции усталостной природы износа [2].

Однако, влияние отрицательных температур на износостойкость трибосопряжений неоднозначно. Связано это, прежде всего с тем, что не наблюдается обших закономерностей увеличения шиклической прочности материалов при снижении температуры. Для одних металлов такое повышение может происходить во всем диапазоне низких температур, а для других рост сопротивления усталостному разрушению ограничивается определенными температурными интервалами, вне которых циклическая прочность остается постоянной или имеет тенденцию к уменьшению [3]. Такое различие в изменении свойств может наблюдаться у материалов одного класса, поэтому при изучении усталости в низкотемпературных условиях рекомендуется проводить испытания каждого исследуемого материала [4].

Неизбежно и различие в оценке влияния отрицательных температур на износостойкость ма-

© Л. И. Ивщенко, В. В.Цыганов, А. Я. Качан, 2013

териалов трибосопряжений, полученных различными авторами. Отмечается как увеличение интенсивности изнашивания при низких температурах [5], так и снижение [6], а авторы работы [7] приходят к выводу, что характер закономерностей и количественная величина интенсивности изнашивания полностью определяется механическими свойствами материала, зависящими от его структуры, и степенью влияния на эти свойства низких температур.

Кроме того, необходимо учитывать также, что дополнительное нагружение однократной или периодической ударной нагрузкой может привести к собственным контактным колебаниям как в нормальном, так и в тангенциальном направлениях. Это, в свою очередь, способствует снижению силы трения, которое и отмечалось в ряде работ [8, 9]. При ударе может осуществляться деформирование материала как в контактной зоне с изменением состояния поверхностного слоя, так и в объеме.

#### Методики исследований

Для возможности проведения комплексных исследований износостойкости подобных трибосопряжений были разработаны специальные устройства и методики испытаний, которые позволяют реализовать условия различных видов сложного нагружения при трении с отрицательными температурами окружающей среды [10]. При этом появляется возможность получать и изучать функциональные зависимости фрикционно-износных характеристик материалов пары, осуществлять сравнительную оценку фрикционных пар, производить физическое моделирование процессов в реальных трибосопряжениях. В результате, используя современные методы исследования [11], можно определить связь износостойкости поверхностей трения при конкретных термодинамических режимах и структурного состояния поверхностного слоя.

В данной работе представлены результаты исследований износостойкости образцов из сплава ХТН-61 в условиях трения с возвратно-поступательным скольжением (одномерное нагружение), ударе с проскальзыванием (двумерное нагружение), ударе с проскальзыванием в двух взаимно перпендикулярных направлениях (трехмерное нагружение) при нормальных условиях и с охлаждением до температур -60 °C. Нормальная удельная ударная нагрузка составляла от 0 до 0,6 H/мм<sup>2</sup>, взаимное перемещение образцов в продольном направлении происходило с амплитудой 0,17 мм и частотой 66 Гц, в поперечном направлении -0,05 мм и частотой 33 Гц, время испытаний – до 4 часов. Отрицательная температура при испытаниях достигалась за счет нагнетания паров жидкого азота в камеру узла задания температуры.

Из представленных результатов исследования сплава XTH-61 при нормальной и отрицательной температурах (рис.1) следует, что износостойкость сплава в рассматриваемых условиях трения и отрицательных температурах выше, чем при положительных температурах независимо от вида нагружения. Снижение объемной интенсивности изнашивания сплава при отрицательных температурах (-50 °C) происходит соответственно при одномерном нагружении в 1,95 раза, при двумерном нагружении – в 1,6 раза и при трехмерном нагружении – в 1,25 раза. Усложнение характера нагружения образцов при трении приводит к увеличению износа как при положительных, так и при отрицательных температурах. В частности, сообщение образцам поперечных проскальзываний с амплитудой до 0,05 мм (трехмерное нагружение) приводит к увеличению объемной интенсивности изнашивания в 2.5 раза при положительной температуре и в 3,2 раза при отрицательной температуре по сравнению с объемной интенсивностью изнашивания при двумерном нагружении.



**Рис. 1.** Диаграмма изменения интенсивности изнашивания сплава XTH-61 при различных видах нагружения: *а* – одномерное; *б* – двумерное; *в* – трехмерное

Для исключения влияния сложного характера нагружения на взаимосвязь отрицательной температуры и износостойкости сплава XTH-61 были проведены дополнительные испытания при трении в условиях наиболее простого одномерного нагружения с различными температурами. Результаты исследований представлены на рисунке 2. Полученная зависимость указывает на то, что при одномерном нагружении с увеличением отрицательной температуры интенсивность изнашивания изменяется нелинейно. Можно предположить, что при температурах ниже минус 50 °С износостойкость сплава существенно не меняется и это характерно при рассматриваемых условиях сложного нагружения, учитывая отмеченное ранее уменьшение степени влияния отрицательной температуры на интенсивность изнашивания при повышении сложности характера нагружения.



Рис. 2. Изменение интенсивности изнашивания сплава XTH-61 при одномерном нагружении и различных температурах

Неравномерность влияния вида динамического контактного нагружения на изменение интенсивности изнашивания исследуемого сплава при отрицательных температурах указывает на сложный характер их взаимосвязи. Для рассмотрения физико-механических процессов при низкотемпературном трении необходима оценка и анализ модификации состояния поверхностного слоя. Как указывают авторы [7, 12], характер закономерностей и количественная величина интенсивности изнашивания определяются механическими свойствами материала, зависящими от его структуры, и степенью влияния на эти свойства низких температур.

Физико-механические свойства поверхностного слоя образцов определяли методами непрерывного вдавливания и сканирования индентором на приборе «Микрон-гамма». Метод непрерывного вдавливания индентора, реализуемый на приборе «Микрон-гамма», основан на автоматической регистрации глубины внедрения в зависимости от приложенной нагрузки на индентор. Метод сканирования базируется на непрерывной регистрации сопротивления движению индентора по поверхности (тангенциальная составляющая силы трения индентора) с заданной нагрузкой. Определение статистических связей между сопротивлениями локальных микрообъемов материала контактному деформированию позволяет произвести комплексную оценку состояния поверхностного слоя на трассе сканирования и, в частности, позволяет оценивать среднюю прочность на трассе сканирования, оценивать разброс и неоднородность прочностных свойств, моделировать элементарные акты процессов трения и износа [13].

Оценку состояния поверхностного слоя образцов на приборе «Микрон-гамма» осуществляли с использованием программ для управления, сбора и обработки информации методом сканирования по методике Национального авиационного университета [13]. Режимы сканирования: величина нагрузки на индентор — 0,1 H; скорость нагружения — 0,01 H/c; скорость сканирования — 40 мкм/с.

Предварительно проведенные исследования образцов различных материалов при трении с нормальной температурой показали, что величина и распределение износа по контактной поверхности зависит от распределения нормальной динамической нагрузки. Сложный характер нагружения приводит к такому напряженному состоянию поверхностных слоев материала, которое инициирует повышенный износ. Изменение характера нагружения при трении приводит к изменению состояния поверхностного слоя и, как следствие, изменению износостойкости трибосопряжения. Отмечен повышенный износ у сплавов с однородным равнопрочным поверхностным слоем, который характеризуется минимальным разбросом силы трения при сканировании индентором. При этом создаются условия для формирования фрагментов поверхностного слоя с относительно легким прохождением дислокаций через данные кристаллиты к их границам, что облегчает разрушение металла. Однако, степень влияния структурного состояния поверхностного слоя на износостойкость материала существенно зависит от химико-физических свойств материалов и условий трения. Для сплава ХТН-61 это влияние получено менее явно выраженным, что, возможно, является результатом большого расхождения в прочности фрагментов поверхностного слоя, неоднородности сплава [9].

Результаты сканирования образцов двумя указанными выше методами после испытаний с отрицательными температурами при различных видах нагружения представлены на рисунках 3 и 4. Полученные данные состояния поверхностного слоя согласуются с экспериментами по оценке соотношения механических свойств, параметров структуры и износостойкости при нормальных условиях. Как следует из анализа трибограмм силы трения индентора, повышение сложности нагружения в трибосопряжении сопровождается уменьшением разброса силы трения при сканировании. Наименьший износ наблюдается при одномерном нагружении с образованием наиболее неравномерного поверхностного слоя (трибограмма 1). Трехмерное нагружение, которое сопровождается наибольшей величиной износа. приводит к выравниванию прочностных и деформационных свойств, повышению однородности равнопрочности поверхностного слоя (трибограмма 3). Причем, неизменный характер трибограмм при сканировании по всей глубине вдавливания (рис. 3) указывает на отсутствие существенного изменения прочностных и деформационных

свойств материала по глубине поверхностного слоя. Это позволяет пренебречь возможным влиянием на износостойкость незначительного азотирования поверхности, которое может возникнуть вследствие подачи в зону контакта паров жидкого азота. Можно предположить, что отмеченная ранее нелинейность зависимости объемной интенсивности изнашивания при отрицательных температурах и различном характере динамического нагружения, связана с количеством дислокаций в поверхностном слое. При большой плотности



**Рис. 3.** Трибограммы силы трения при сканировании методом непрерывного вдавливания индентором образцов после трения с отрицательными температурами при различных видах нагружения: 1 – одномерное; 2 – двумерное; 3 – трехмерное



Рис. 4. Трибограммы силы трения при сканировании индентором с заданной нагрузкой образцов после трения с отрицательными температурами при различных видах нагружения:

1 – одномерное; 2 – двумерное; 3 – трехмерное

дислокаций усиливается их взаимодействие, происходит закрепление, которое в свою очередь затрудняет выход на поверхность металла новых дислокаций и сопутствующих дефектов. Количество активных центров на поверхности перестает нарастать, достигнув насыщения, что сопровождается отсутствием изменения износостойкости при понижении температуры.

Физическая картина поверхностного разрушения анализируемого материала при трении в рассматриваемых условиях будет не полной без анализа изменений микрогеометрии получаемой поверхности. Изменение прочности и структурная однородность поверхностного слоя, получаемая при различных условиях трения, неизбежно приводит к изменению шероховатости контактируемой поверхности. При изнашивании воспроизводится постоянная равновесная шероховатость, представляющая устойчивую систему, допускающую в данных условиях минимальную диссипацию энергии. Для установившегося процесса эта шероховатость соответствует минимальному значению сил трения при прочих неизменных условиях [2]. При рассмотрении трения как диссипативного процесса установлена связь между физико-механическими свойствами, теплофизическими характеристиками пары трения и шероховатостью приработанных поверхностей. Перестройка микрорельефа происходит путем избирательного разрушения энергетически перегруженных микронеровностей с сохранением тех из них, геометрические пара-



 $\delta$ 

а

**Рис. 5.** Топография поверхности образца после износа с трехмерным нагружением при отрицательных температурах: *a* – 2D поверхность при различном освещении с продольной и поперечной профилограммами; *б* – 3D модель поверхности

метры которых обеспечивают минимум диссипации энергии [14].

В связи с тем, что равновесная шероховатость может являться показателем состояния поверхностного слоя, однородности его прочностных и деформационных свойств, определяли топографию поверхности образцов на бесконтактном 3D профилографе «Микрон-альфа», разработанном в Национальном авиационном университете [15].

Как свидетельствуют результаты исследований, поверхность износа образцов, полученных в процессе трения с различным характером динамического нагружения при отрицательных температурах, отличается не существенно. Увеличение сложности нагружения при трении за счет наложения амплитуды поперечных проскальзываний и ударного нагружения сопровождается некоторым повышением однородности микрогеометрии поверхности, что связано с получением более однородного равнопрочного поверхностного слоя образцов. Однако, сплав XTH-61 характеризуется двухфазностью с наличием матричной фазы, представляющей собой твердый раствор на основе кобальта, и второй фазы — кристаллов твердой карбидной фазы. Подобная сложная структура сплава способствует обеспечению его удовлетворительной износостойкости при трении с отрицательными температурами, но сопровож-



**Рис. 6.** Топография поверхности образца после износа с двумерным нагружением при отрицательных температурах: *a* – 2D поверхность при различном освещении с продольной и поперечной профилограммами; *б* – 3D модель поверхности дается неравномерностью износа по поверхности. Можно предположить, что при износе происходит выкрашивание твердых частиц и пластическое деформирование мягких составляющих. В итоге, независимо от рассмотренных видов динамического нагружения при трении на поверхности образцов образуется равновесная шероховатость без явных продольных рисок и не существенным отличием значений продольной шероховатости, что наглядно можно увидеть на 3D моделях поверхностей (рис. 5,  $\delta$ ; 6,  $\delta$  и 7,  $\delta$ ).

Однако, значения шероховатости поверхности в поперечном направлении образца указывают

на повышение однородности микрогеометрии поверхности при трении с увеличением сложности динамического нагружения. Так, трение с одномерным нагружением сопровождается поперечной равновесной шероховатостью с  $R_z = 3,599$  мкм; Ra = 1,702 мкм, двумерным и трехмерным нагружением — соответственно  $R_z = 3,005$  мкм; Ra == 1,125 мкм и  $R_z = 2,423$  мкм; Ra = 1,039 мкм.

Подобная взаимосвязь топографии поверхности и структурного состояния поверхностного слоя образцов сплава XTH-61 после трения в условиях двумерного и трехмерного нагружения отмечена и при нормальной температуре [10].



а



Рис. 7. Топография поверхности образца после износа с одномерным нагружением при отрицательных температурах: *a* - 2D поверхность при различном освещении с продольной и поперечной профилограммами; *б* - 3D модель поверхности

### Выводы

Таким образом, проведенные исследования позволяют заключить, что для оценки износостойкости трибосопряжений из сплава XTH-61 при сложном нагружении и отрицательных температурах необходимо использование комплексного подхода определения взаимосвязи триботехнических и структурных свойств контактирующих материалов при различных видах нагружения. При этом пластически-деструкционный характер поведения металла при трении должен рассматриваться как физико-химический, т.е. процесс который сопровождается комплексом структурных, физических и физико-химических изменений поверхностного слоя деформируемого металла.

Сложный нестационарный характер нагружения при отрицательных температурах приводит к специфическому напряженному состоянию поверхностных слоев материалов трибосопряжения, что отражается на его износостойкости. Сформированная в процессе трения дисперсная структура выполняет функцию диссипативной структуры в рамках синергетического подхода, которая самоорганизуется в условиях сложного динамического контактирования с получением оптимального по износостойкости состояния. Отрицательная температура зоны контакта, изменение характера нагружения приводит к трансформации состояния поверхностного слоя и, как следствие, изменению износостойкости трибосопряжения. Повышение износостойкости сплава ХТН-61 возможно корректировкой его химического состава, а также созданием оптимальных условий нагружения с учетом температуры и состава окружающей среды.

#### Список литературы

- Шпилев К. М. Самолет и природно-климатические условия /К. М. Шпилев, А. Б. Круглов. – М. : Мин. Обороны СССР. 1972. – 176 с.
- Крагельский И. В. Основы расчетов на трение и износ / И. В. Крагельский, М. Н. Добычин, В. С. Комбалов. – М. : Машиностроение, 1977. – 526 с.
- Проблема долговечности металлов при низких температурах / [Б. И. Веркин, И. М. Любарский, Н. М.Гринберг, Л. Ф. Яковенко] // Космич. исслед. на Украине, 1973. – Вып. 1. – С. 14–22.
- Прочность материалов и конструкций при криогенных температурах / [В. А. Стрижало, Н. В. Филин, Б. А. Куранов и др.]. – К. : Наукова думка, 1988. – 240 с.
- 5. Сафонов А. Прямоугольные электрические соединители. Фреттинг-коррозия в электричес-

ких контактах / А. Сафонов, Л. Сафонов // Технологии в электронной промышленности. – 2009. – № 3. – С. 48–54.

- Филоненко С. Н. Особенности низкотемпературного точения труднообрабатываемых материалов / С. Н. Филоненко, П. Т. Слободяник // Современная обработка металлов и неметаллов резанием: материалы семинара. М., 1973. С. 42–46.
- Тарасов Г. Ф. Термическая обработка сталей как фактор повышения их износостойкости при низких температурах / Г. Ф. Тарасов, А. И. Горбуля // Вестник Сибирского государственного аэрокосмического университета им. Академика М. Ф. Решетнева. – 2005. – № 3. – С. 253–257.
- Алексеев Ю. Н. К вопросу о влиянии мгновенного изменения нормального давления на величину силы контактного трения / Ю. Н. Алексеев, Г. В. Гонский, Д. Л. Лучика // Самолетостроение и техника воздушного флота. 1972. Вып. 29. С. 99–104.
- Gaylord E. W. Coefficient of static friction under static and dynamic applied loads / E. W. Gaylord., H. Shu // Wear. -1961, 4. - N 5. - P. 401-412.
- Ивщенко Л. И. Особенности изнашивания трибосопряжений в условиях трехмерного нагружения / Л. И. Ивщенко, В. В. Цыганов, И. М. Закиев // Трение и износ. – 2011. – Т. 32. – № 1. – С. 500–509.
- Запорожец В. В. Выбор критериев и синтез алгоритма оценки видов изнашивания / В. В. Запорожец, В. А. Бердинских, В. В. Варюхно // Трение и износ. – 1988. – Т. 9. – № 6. – С. 975–984.
- Костецкий Б. И. О роли вторичных структур в формировании механизмов трения, смазочного действия и изнашивания // Трение и износ. – 1980. – Т. 1. – № 4. – С. 622–638.
- Игнатович С. Р. Оценка поврежденности поверхностного слоя материалов при циклических нагружениях методами наноиндентирования и наносклерометрии / С. Р. Игнатович, И. М. Закиев, Д. И. Борисов // Проблемы прочности. – 2006. – № 4. – С. 132–139.
- 14. Протасов Б. В. Явление оптимизации поверхностей трения / Б. В. Протасов : сб. научн. тр. // Надежность приборов точной механики. – Саратов : СПИ, 1972. – Вып. 55. – 24 с.
- Игнатович С. Р. Контроль качества поверхности с использованием интерференционного профилометра / С. Р. Игнатович, И. М. Закиев // Винахідник і раціоналізатор. 2007. № 6. С. 8–11.

Поступила в редакцию 17.10.2012

## Івщенко Л.Й., Циганов В.В., Качан О.Я. Зносостійкість сплаву XTH-61 при негативних температурах і складному динамічному навантаженні

Розглянуто зносостійкість сплаву XTH-61 при терті в умовах складного динамічного навантаження і негативних температур. Показано можливість визначення інтенсивності зношування сплаву з урахуванням особливостей формування поверхневого шару при контактуванні. На підставі оцінки зміни міцностних і деформаційних властивостей поверхні зразків відмічено взаємозв'язок стану поверхневого шару і зносостійкості контактуючих поверхонь.

Ключові слова: знос, зносостійкість, поверхневий шар, сплав ХТН-61.

# Ivschenko L., Tsyganov V., Kachan A. Wear-resistance of XTH-61 alloy at negative temperatures and combined dynamic loading

Wear-resistance of XTH-61 alloy was analyzed at friction in combined dynamic loading conditions at negative temperatures. Shown in the paper is possibility of determining the intensity of alloy wear in view of particular features of surface layer formation upon contact. Based on the assessment of change in strength and deformation properties of samples surface, the correlation between the state of surface layer and wear resistance of contact surfaces is shown.

Key words: wear, wear resistance, surface layer, XTH-61 alloy.

## УДК 669. 295:620.251.1

Канд. техн. наук Е. П. Бабенко, канд. техн. наук Е. В. Долженкова, д-р техн. наук О. М. Шаповалова

Днепропетровский национальный университет имени Олеся Гончара, г. Днепропетровск

## НАСЫЩЕНИЕ ПОВЕРХНОСТИ КРУПНОГАБАРИТНЫХ ШТАМПОВОК СПЛАВА ВТ23 ПРИМЕСЯМИ ВНЕДРЕНИЯ

В работе исследовано насыщение поверхности крупногабаритных штамповок из сплава BT23 примесями внедрения и образование на ней неметаллических соединений. Проведено моделирование процесса газового насыщения по нескольким направлениям в зависимости от температуры нагрева, среды, времени выдержки.

*Ключевые слова:* крупногабаритные изделия, насыщение поверхности, примеси внедрения, неметаллические соединения.

Совершенствование технологии получения крупногабаритных штамповок из титановых сплавов привело к повышению однородности химического состава, улучшению структуры, практическому устранению дефектов в виде включений тугоплавких или оксидных соединений [1]. Вместе с тем, степень химической и структурной однородности является настолько важной характеристикой, что любые несовершенства будут концентраторами напряжений, снижающими прочность и долговечность изделий. Высокая активность титана приводит к протеканию физикохимических процессов взаимодействия с газами даже в твердом состоянии. Это создает вероятность образования неметаллических включений в процессе изготовления штамповок на таких технологических этапах как горячая пластическая деформация, термообработка. Современная технология получения слитков титановых сплавов позволяет решить вопрос получения качественного металла путем снятия образовавшего альфированного слоя механическим способом [2]. Однако, при нарушении технологического процесса производства в слитках обнаруживают дефекты.

Формирование дефектов структуры в виде неметаллических включений на поверхности изделий изучено мало и несистематически, отсутствуют данные о методах контроля их, образовании, форме, размерах, распределении. Поэтому изучение условий их образования, морфологии, распределения в титановых сплавах представляет значительный практический и теоретический интерес.

С целью проверки возможности образования такого типа включений при насыщении деталей с поверхности в зависимости от внешних условий (температура, среда, время) проведено моделирование процесса по направлениям [3]:

- окисление на воздухе при различных тем-

© Е. П. Бабенко, Е. В. Долженкова, О. М. Шаповалова, 2013

пературах (500...1000 °C), времени выдержки два и шесть часов;

- азотирование в вакуумной печи при температуре 930 °C, времени выдержки два часа;

- диффузионное насыщение из порошков нитрида, гидрида, оксида титана и углерода.

Окисление образцов проводили при температурах 500 °C, 600 °C, 700 °C, 800 °C, 875 °C, 930 °C и 1000 °C, в течение двух часов выдержки и при температурах 875 °C, 930 °C и 1000 °C в течение шести часов, с охлаждением на воздухе и в воде. Затем образцы подвергали металлографическому исследованию как на поверхности, так и в сечении при разных увеличениях (100...1000 крат) и на разных микроскопах, а также рентгеноспектральному анализу.

Методом рентгеноспектрального анализа определяли состав отслоившихся окисных пленок с наружной и внутренней сторон детали, а также состав поверхности металла под пленкой, который представлен в таблице 1.

По общепринятым представлениям последовательность окисления титана является многоступенчатой и сложной [4]. Как следует из табл. 1, после температуры 500 °С происходило заметное окисление поверхности образцов сплава ВТ23 и образование оксида Ti<sub>3</sub>O<sub>5</sub> Это связано с тем, что с повышением температуры нагрева в атмосфере воздуха атомы (состава воздуха) начинают ускоренно и хаотично двигаться. Причем, чем выше температура нагрева, тем выше скорость их движения. Размещение атомов внедрения на поверхности штамповки будет зависеть от скорости диффузии газов вглубь металла. Скорость диффузии атомов газа в титане различна и, в свою очередь, будет зависеть от размеров радиусов внедряемых атомов и размеров пор, в которые они попадают. Скорость движения атомов внедрения различная и ее можно записать в последующий ряд [4]:

**Таблица 1** — Фазовый состав поверхности образцов и окисных пленок сплава ВТ23 после различных видов обработки

Характе-				-	¢	азовы	й состав	2				_
ристика	α	β	Ti <sub>3</sub> O <sub>5</sub>	TiO <sub>2</sub>	TiN	TiO	Ti <sub>2</sub> O	TiH <sub>2</sub>	TiC	α''	Ti <sub>3</sub> Al	$l_2O_3$
Исходный	α	β	-	—	-	-	-	-	-	-	-	-
500 °С, 2 ч	α	β	Ti <sub>3</sub> O <sub>5</sub>	_	-	_	_	_	_	_	-	_
875 °С, 2 ч	α	β	Ti <sub>3</sub> O <sub>5</sub>	ТіО <sub>2,</sub> брукит	TiN	_	Ti <sub>2</sub> O	TiH <sub>2</sub>	TiC	_	_	_
930 °С, 2 ч	α	β	Ti <sub>3</sub> O <sub>5</sub>	ТіО <sub>2,</sub> рутил	TiN	-	Ti <sub>2</sub> O	-	TiC	α″	α2	-
1000 °С, 2 ч	α	β	-	ТіО <sub>2,</sub> рутил	TiN	_	_	$TiH_2$	TiC	α''	α2	-
875 °C, 6 ч, вода	_	_	_	ТіО <sub>2,</sub> рутил	TiN	-	_	$\mathrm{TiH}_2$	_	-	Ti₃Al	-
1000 °С, 6 ч, вода	-	_	-	ТіО <sub>2,</sub> рутил	TiN, Ti₂N	TiO	_	TiH <sub>2</sub>	TiC	_	Ti <sub>3</sub> Al	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>
Пленка 930 °C, 2 ч	α	-	-	ТіО <sub>2,</sub> рутил	-	TiO	Ti <sub>2</sub> O	-	_	-	-	-
$H \rightarrow O \rightarrow N \rightarrow C$												

Как видно, наибольшей скоростью обладают атомы водорода, радиус которых равен 0,041 нм. Известно [5-6], что примеси внедрения в титане размещаются в октаэдрических и тетраэдрических пустотах. До температуры полиморфного превращения структура сплава представлена α + βфазой. В такой структуре имеются как октаэдрические поры, так и тетраэдрические. Размеры этих пор в α- фазе будут соответственно равны 0,062 нм и 0,034 нм, в β-фазе - 0,022 нм и 0,041 нм. Примеси внедрения могут по-разному располагаться в порах α- и β-фазы. Водород, имеющий наибольшую скорость диффузии, достигая поверхность штамповки, первым будет заполнять свободные поры титана. Поскольку октаэдрические поры для него в α-фазе большие по сравнению с размером самого атома водорода, то под действием его колебательных движений с большой амплитудой он свободно и легко покидает пору. В тетраэдрическую пору α-фазы атом водорода не может проникнуть, так как она для него мала. Октаэдрические поры для водорода в β- фазе также малы по размеру и он попасть в них не может, а размер тетраэдрической поры равен размеру радиусу атома водорода, где он и остается. Нагрев до 700 °С вызывал появление кислородсодержащих оксидов TiO и TiO<sub>2</sub> в двух модификациях (рутила и анатаза), т. е. происходило насыщение кристаллической решетки титана атомами кислорода. Размеры атомов кислорода, азота и углерода соответственно равны 0,068, 0,070 и 0,077 нм. Поэтому с ростом температуры и более высокой скорости диффузии атомов, а также меньшей разницей в размерах октаэдрической поры и атома внедрения, первоначально образуются оксиды, а затем нитриды и карбиды титана.

При повышении температуры до 800 °С параметры кристаллической решетки искажались сильнее, и на поверхности формировалась еще более плотная пленка оксида с предельно высоким содержанием кислорода TiO<sub>2</sub> Она тормозила дальнейшее проникновение газа в металл. Благодаря этому явлению, в подслое образовались обедненные кислородом оксиды ТіО и Ті2О. Рентгеноструктурные исследования сплава ВТ23 показали, что структура поверхности характеризуется значительным разнообразием фазового состава оксидной пленки. Кристаллическая решетка поверхности сплава была максимально заполнена атомами внедрения водорода и кислорода, приобретала напряженное состояние. Последующий нагрев был для металла катастрофическим: кроме богатой кислородом пленки рутила TiO<sub>2</sub> появлялся целый набор неметаллических фаз Ті<sub>2</sub>O<sub>3</sub> ТіH<sub>2</sub>, ТіС, ТіN. Размер пленки увеличивался до 10...50 мкм и со временем наступал разрыв в решетке между основным металлом и вновь образовавшимся неметаллическим соединением. Происходили разрыв и отслоение пленки.

Из экспериментальных данных следует, что в отслоившихся пленках и на поверхности образцов обнаружен высший оксид титана  $TiO_2$ , это свидетельствует об интенсивном процессе окисления сплава BT23 на поверхности. Низшие оксиды  $Ti_3O_5$ ,  $Ti_2O_3$ ,  $Ti_2O$  и TiO присутствовали в значительно меньших количествах.

В приповерхностном слое кислород находился в составе твердых растворов, образуя газонасыщенные слои, разные по составу, микроструктуре и величине микротвердости. В более глубоких слоях количество кислорода было меньшим, и соответственно вероятность формирования кислородных неметаллических включений уменьшалась [7].

Повышение температуры нагрева до 930 °С и 1000 °С приводило к образованию ряда (от низших до высших) оксидов и в больших количествах. Поскольку кислород в титане является  $\alpha$ -стабилизатором, то в пленке, сформировавшейся на поверхности образцов сплава ВТ23 при 930 °С, совершенно отсутствовала  $\beta$ -фаза. Установлено, что при этой температуре на поверхности металла в виде сплошного слоя резко развивались и росли пластины  $\alpha$ -фазы (рис. 1).



 $\times 300$ 

Рис. 1. Газонасыщенный, обогащенный кислородом слой на образце сплава BT23 после двух часов выдержки при температуре 1000 °С

Исследованием микроструктуры установлено, что  $\alpha$ -фаза представлена в виде грубых резко утолщенных  $\alpha$ -пластин. Четко прослеживалась определенная ориентировка  $\alpha$ -пластин в направлении с поверхности в глубь образца. При температуре 1000 °С образуется толстый оксидированный слой глубиной до 0,5 мм.

Резкое повышение газонасыщения сплава с температуры 875 °С и при более высоких температурах вызвано активизацией фазовых переходов вблизи температуры фазовых превращений, разрыхлением кристаллической решетки и, как следствие, ускорением диффузии атомов внедрения в глубь металла. Но, несмотря на интенсивное протекание процесса окисления с поверхности вглубь при всех исследованных температурах и времени выдержки, образование обособленных оксидных включений внутри образцов не выявлено.

Такое происходившее окисление на поверхности крупногабаритных штамповок во время термической обработки детали можно устранить методом механической обработки поверхностного слоя.

Взаимодействие титана с азотом изучали на образцах, нагретых с печью до температуры 930 °С, выдержанных в течение двух часов в азотсодержащей среде после предварительного вакуумирования, где поверхность образцов была освобождена от атомов водорода и кислорода. Обнаружено образование на поверхности металла плотной желто-коричневой пленки, она идентифицирована рентгенографическим методом как нитрид титана состава TiN (табл. 1).

Исследование металла на глубину до 3 мм показало отсутствие нитридов титана. Таким образом, установлено, что титан с азотом может вступать во взаимодействие, образуя химическое соединение, только с приповерхностными слоями образца, во внутренних объемах его концентрация недостаточна для образования нитрида.

С целью изучения возможности образования неметаллических включений на поверхности образцов в вакууме был проведен опыт, заключающийся в имитации диффузионной сварки титана с порошкообразными частицами. Для этого использовали порошки гидрида, нитрида, оксида титана и углерода. Образцы имели вид куба с полированной поверхностью. Указанные порошки помещали между полированными поверхностями двух образцов и нагревали в вакууме 10<sup>-4</sup> мм рт. ст. до температуры 950 °С и выдерживали в течение пяти часов, после чего охлаждали с печью, т.е. процесс совмещал диффузионное насыщение металла атомами выделившихся газов из частиц порошков с вакуумной сваркой. Схема размещения образцов представлена на рис. 2.

В результате применения диффузионного насыщения образцов в вакууме, как видно из рис. 2, частицы всех видов порошка приварились к поверхности благодаря вакуумной сварке. Оксидная пленка титана разлагается при нагреве в вакууме, что приводит к образованию чистой, активной поверхности, дающей прочную контактную сварку без приложения давления. Экспериментально установлено ускоренное формирование диффузионных контактов между порошковыми частицами с поверхностью образца при вакуумном спекании, это способствует рафинированию ее от избыточного кислорода. Микроструктура и наличие примесей на поверхности образцов с частицами порошков представлена на рис. 3.



**Рис. 2.** Размещение образцов (до и после) диффузионного насыщения поверхности слева направо: контрольный; с прослойкой гидрида титана; с оксидами титана; с нитридами титана; с углеродом

#### Конструкционные материалы



Рис. 3. Микроструктура поверхности образцов сплава ВТ23 с приварившимися частицами, ×300:

*а* — гидрида титана; *б* — оксида титана; *в* — нитрида титана; *г* — карбида титана

Частицы всех порошков приваривались к поверхности благодаря вакуумной сварке, тогда как в объеме металла неметаллических включений не обнаружено. Однако выявлено гидрирование поверхности образца в вакууме обсыпанного гидридом титана (рис. 4). Это подтверждено как металлографическими исследованиями при увеличении, так и определением фазового состава поверхности образца.



**Рис. 4**. Микроструктура образца сплава ВТ23 после контакта с гидридной прослойкой в вакууме

Установлено, что в вакууме при температуре 950 °С происходило выделение атомов водорода из материала порошка с одновременным насыщением чистой от примесей внедрения поверхности образца сплава ВТ23. Гидрид титана и β- фаза образца сосуществовали одновременно в поверхностном слое.

Проведенное моделирование образования неметаллических включений в процессе диффузионного насыщения из порошков показало возможность их формирования только в поверхностных слоях. Сварка свободно насыпанных частиц титанового порошка получается достаточно прочной. Это может служить защитным поверхностным слоем от воздействия газонасыщения, агрессивных сред на деталь, либо упрочнителем поверхности при истирании или резании. Кроме того доказано, что в процессе термической обработки изделий из сплава BT23 неметаллические включения в объеме металла образовываться не могут.

Таким образом, проведенные исследования показали, что при термической обработке на воздухе (окислении), азотировании, а также диффузионном насыщении образцов титановых сплавов неметаллические включения формируются только в поверхностном и подповерхностном слое. После проведения термической обработки рекомендуется удаление газонасыщенного слоя путем механической обработки на глубину до 1,5 мм или применение защиты основного металла путем диффузионного насыщения поверхности порошками титана от воздействия как агрессивных сред, так и для упрочнения изделия при резании или истирании.

## Список литературы

- Андреев А. Л. Титановые сплавы. Плавка и литье титановых сплавов / А. Л. Андреев, И. Ф. Аношкин, К. М. Борзецовская и др.; под ред. И. Ф. Аношкина. – М.: Металлургия, 1978. – 385 с.
- Башнин Ю. А. Термическая обработка крупногабаритных изделий и полуфабрикатов на металлургических заводах / Ю. А. Башнин, В. Н. Цурков, В. М Коровина. М.: Металлургия, 1985. 176 с.
- Разработка и внедрение нового материала ДТ5 из машиностроительной стружки и метода контроля неметаллических включений / Отчет г.р. у49894. – Днепропетровск, 1989. – 242 с.
- Лучинский Г. П. Химия титана / Г. П. Лучинский. – М.: Химия, 1971. – 477 с.
- Аношкин И. Ф. Титановые сплавы. Металлография титановых сплавов / И. Ф. Аношкин, И. Г. Бочвар, В. А. Ливанов ; под ред. И. Ф. Аношкина. – М. : Металлургия, 1980. – 464 с.
- Шаповалова О. М. Влияние температуры нагрева на процесс насыщения газами титановых порошков / О. М. Шаповалова, Е. П. Бабенко // Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні. – 2008. – № 2. – С. 93–98.
- Shapovalova O. M. Interactions of hydrogen with dash impurities in titanium powders / O. M. Shapovalova, E. P. Babenko // Hydrogen Materials and Chemistry of Metal Hydrides-Kluwer Academic Publishers Printed in Netherlands. – 2008. – P. 89–97.

Поступила в редакцию 15.10.2012

## Бабенко О.П., Долженкова О.В., Шаповалова О.М. Насичення поверхні великогабаритних штамповок сплаву ВТ23 домішками впровадження

У роботі досліджено накопичення поверхні великогабаритних штамповок зі сплаву ВТ23 домішками впровадження та утворення неметалевих включень. Проведено моделювання процесу газового накопичення кількома напрямками залежно від температури нагріву, середовища, часу витримки.

**Ключові слова:** великогабаритні вироби, накопичення поверхні, домішки впровадження, неметалеві включення.

# Babenko E., Dolzhenkova E., <u>Shapovalova R.</u> Saturation of large-size forgings surface of BT23 alloy with interstitial impurities

Saturation of the surface of large-size forgings made of BT23 alloy with interstitial impurities and formation of non-metal compounds on the surface is investigated. Simulation of gas saturation process is given in several directions depending on heating temperature, medium and exposure time.

Key words: large-size articles, surface saturation, interstitial impurities, non-metallic compounds.
# УДК 621.74.045:669.24:21.981

## Канд. техн. наук П. Д. Жеманюк<sup>1</sup>, В. В. Клочихин<sup>1</sup>, Н. А. Лысенко<sup>1</sup>, д-р техн. наук В. В. Наумик<sup>2</sup>

<sup>1</sup>АО «МОТОР СИЧ», <sup>2</sup>Запорожский национальный технический университет; г. Запорожье

# ВЛИЯНИЕ ГОРЯЧЕГО ИЗОСТАТИЧЕСКОГО ПРЕССОВАНИЯ И ТЕРМООБРАБОТКИ НА СТРУКТУРУ И СВОЙСТВА ОТЛИВОК ИЗ ЖАРОПРОЧНОГО НИКЕЛЕВОГО СПЛАВА

В процессе горячего изостатического прессования лопаток происходит «залечивание» микропор и рыхлот, не выходящих на поверхность деталей, что способствует стабилизации структуры и свойств материала. Последующая термообработка способствует повышению структурной однородности сплава, релаксации напряжений и положительно влияет на пластические характеристики сплава при сохранении прочностных и жаропрочных свойств. Обработка ГИП и последующая гомогенизация обеспечивают получение наиболее благоприятного сочетания прочностных, пластических характеристик и длительной прочности.

**Ключевые слова:** лопатка, горячее изостатическое прессование, микропоры, усадочные рыхлоты, «рафт»-структура, термообработка, структурная однородность, пластичность, прочность, жаропрочность.

Литые детали горячего тракта авиационных двигателей, изготавливаемые из жаропрочных никелевых сплавов, характеризуются сложной конфигурацией и часто отбраковываются по причине наличия внутренних несплошностей усадочного характера.

Эффективным способом исправления внутренних дефектов ответственных отливок из алюминиевых, титановых и жаропрочных никелевых сплавов является метод горячего изостатического прессования (ГИП), сущность которого состоит во всестороннем сжатии отливок специальными жидкостями или газами при высоких температурах [1].

Последующая термическая обработка позволяет снять остаточные напряжения и повысить пластичность материала при сохранении уровня прочностных свойств [2, 3].

#### Методика исследований

Провели исследования качества материала рабочих лопаток, отлитых из жаропрочного никелевого сплава ЖСЗДК-ВИ после горячего изостатического прессования, а также после ГИП и термической обработки по стандартному режиму (гомогенизация при температуре 1210±10 °C в течение 4 часов в вакууме) в сравнении с аналогичными лопатками без проведения операции ГИП.

Процесс горячего изостатического прессования проводили по следующему режиму. При начальном давлении 38 МПа лопатки нагревали от комнатной температуры до 1040  $\pm$  10 °C со скоростью 810 °C/мин и выдерживали 1,5 часа. Далее давление поднимали до 120 МПа, нагревали лопатки до температуры 1210  $\pm$  10 °C со скоростью 4 °C/мин и выдерживали их в течение 2 часов. После давление поднимали до 160 МПа и охлаждали отливки до температуры 300 °C со скоростью 26 °C/мин.

## Основной материал исследований

Анализ химического состава материала исследуемых лопаток показал, что содержание элементов в них находится на одном уровне и отвечает требованиям OCT190126-85.

Люминесцентным контролем методом ЛЮМ1-ОВ в осевом сечении хвостовика и поперечном сечении пера лопаток до проведения операции ГИП выявлено точечное свечение. В аналогичных сечениях лопаток после проведения операции ГИП, а также после ГИП и термической обработки по стандартному режиму свечения люминофора не обнаружены.

Металлографическими исследованиями нетравленых микрошлифов, изготовленных в осевом сечении хвостовика и поперечном сечении пера лопаток без проведения операции ГИП, обнаружены единичные микропоры, а также усадочные рыхлоты размером до 250 мкм (рис. 1, табл. 1).

Проведение операции горячего изостатического прессования способствует «залечиванию» пор и рыхлот. В структуре исследованных лопаток после ГИП микропоры и рыхлоты практически

© П. Д. Жеманюк, В. В. Клочихин, Н. А. Лысенко, В. В. Наумик, 2013



Рис. 1. Усадочная рыхлота и микропористость в материале исследованных лопаток без проведения ГИП (0) и зоны их «залечивания» после ГИП (1)

Габлица 1	—	Параметры	структурных	составляющих в	лопатках из	з сплава	ЖСЗДК-І	ЗИ
-----------	---	-----------	-------------	----------------	-------------	----------	---------	----

		ющих, мкм				
Состояние матер	зиала и место		карбиды	ODTEVTUVO	MUURAHARI	
сечения		глобулярные типа МС	эвтектические типа M <sub>6</sub> C	типа ( $\gamma$ - $\gamma$ )	рыхлота	
цитое	перо	210	630 (единичные до 45)	510	15250	
	хвостовик	320	1040 (единичные до 80)	1550	15220	
после ГИП	перо	28	630 (единичные до 50)	_	единичные до 4	
без т/о	хвостовик	220	1040 (единичные до 76)	-	единичные до 6	
после ГИП	после ГИП перо 1,56 625 (единичные до 40)		—	единичные до 4		
и т/о	хвостовик	215	830 (единичные до 65)	_	единичные до 6	

отсутствуют. Размер выявленных после ГИП единичных микропор составляет ~ 6 мкм, что более чем в 40 раз меньше по сравнению с порами, обнаруженными в лопатках до проведения операции ГИП (рис. 1, табл. 1).

Карбиды типа MeC выделяются, в основном, в виде дискретных глобулярных частиц с наличием пластин эвтектических карбидов, располагающихся преимущественно на границах зерен и в междендритных пространствах; проведение операции ГИП и термической обработки существенно не влияет на их размеры и распределение (рис. 2).

Металлографическим исследованием установлено, что микроструктура исследованных лопаток без проведения операции ГИП представляет собой ү-твердый раствор с наличием интерметаллидной ү'- фазы, карбидов, карбонитридов и небольшого количества эвтектической фазы (ү-ү'); соответствует литому состоянию сплава ЖСЗДК-ВИ (рис. 3). Размер карбидов типа МС, а также расстояние между осями дендритов второго порядка в пере лопаток примерно в 1,5...2,5 раза меньше, чем в хвостовой части. Эвтектика типа ( $\gamma$ - $\gamma'$ ) в пере в ~ 35 раз меньше, чем в хвостовике (см. рис. 3, табл. 1).

В процессе горячего изостатического прессования при температуре 1210 °С и давлении 160 МПа произошло полное растворение эвтектической фазы (ү-ү') в ү-матрице (см. рис. 3, табл. 1). Микроструктура материала рабочих лопаток после ГИП удовлетворительная и соответствует шкале микроструктур, утвержденной ВИАМ.

При микроструктурном исследовании методами оптической (микроскоп «Neophot-32») и растровой электронной микроскопии (микроскоп «JSM T-300») на травленых микрошлифах, вырезанных из рабочих лопаток после ГИП в местах полного либо частичного «залечивания» микропор, усадочной рыхлоты, а также вокруг некоторых карбидов типа МС выявлены зоны кратерообразной формы с наличием концентрически расположенных вытянутых частиц упрочняющей интерметаллидной γ'-фазы, характерных для «рафт»-структуры (рис. 4).



**Рис. 2.** Нетравленая структура исследованных лопаток × 100: 0 — без проведения операции ГИП; 2 — после проведения операции ГИП и термической обработки



**Рис. 3.** Микроструктура исследованных лопаток × 500:

0 – без проведения операции ГИП; 1 – после ГИП; 2 – после проведения операции ГИП и термической обработки

Установлено, что по мере приближения к центру указанных областей, соответственно направлению результирующих напряжений, наблюдается увеличение плотности и искажения интерметаллидных частиц, размер которых находится на уровне 0,15...0,25 мкм. Следовательно, в результате пластической деформации, инициируемой процессом горячего изостатического прессования, концентрация искажений структурных компонентов в локальном объеме материала, в прилежащих к микропорам, карбидам и т. д. зонах, существенно возрастает. В зонах «залечивания» микропор наряду с мелкими интерметаллидными частицами также наблюдается скопление скоагулированных частиц γ'- фазы размером 1,4...5,2 мкм.



**Рис. 4.** «Рафт»-структуры в материале исследованных лопаток после ГИП: a – оптическая микроскопия;  $\delta$  – электронная растровая микроскопия

Таким образом, материал рабочих лопаток после ГИП характеризуется структурной неоднородностью вследствие образования «рафт»-структуры в виде зональных участков, сосредоточенных в местах «залечивания» пор, рыхлоты, а также вокруг некоторых карбидов.

«Залечивание» микропор, располагающихся на поверхности деталей, не происходит. Это согласуется с механизмом баротермического воздействия, при котором устранение, а также уменьшение микропористости может быть достигнуто применительно только к внутренним объемам металла.

Термообработка по стандартному режиму (1210 °С, 4 часа) после газостатирования способствует практически полной перекристаллизации упрочняющей  $\gamma'$ - фазы. Интерметаллидная  $\gamma'$ - фаза растворяется в  $\gamma$ - матрице и повторно выделяется в виде дисперсных частиц кубической формы с наличием небольшого количества скоагулированных частиц. В результате указанных структурных изменений происходит устранение зональных участков «рафт»-структуры, образовавшейся в процессе ГИП в местах «залечивания» пор и вокруг карбидов, что приводит к повышению структурной однородности сплава (см. рис. 3).

Состояние упрочняющей интерметаллидной  $\gamma'$ -фазы в осях и межосных пространствах дендритов пера и хвостовика рабочих лопаток в литом состоянии и после проведения ГИП изучали на микрошлифах после электролитического травления в реактиве, состоящем из 80 мл H<sub>3</sub>PO<sub>4</sub> и 10 г CrO<sub>3</sub>, с использованием электронного растрового микроскопа «JSM T-300».

Исследованиями установлено, что до проведения ГИП частицы  $\gamma'$ -фазы имеют кубическую форму и образуют блоки, состоящие из четырех частиц (рис. 5). Размер $\gamma$ -частиц, измеренный по стороне эквивалентного по площади квадрата, в осях дендритов составляет 0,17...0,29 мкм (табл. 2).

Существенных различий в морфологии и величине интерметаллидной фазы, выделившейся в межосных пространствах и осях дендритов, как в хвостовой части, так и в пере лопатки, не наблюдается (рис. 5, см. табл. 2).



Рис. 5. Интерметаллидная фаза в материале лопаток из сплава ЖС3ДК-ВИ ×10000: 0 – в литом состоянии; 1 – после ГИП

Зона замера			Размер частиц ү'- фазы, мкм
	oun op u	до ГИП	после ГИП
перо	оси	0,170,29	0,110,20 (микрочастицы – 0,070,10 мкм)
nepo	межосья	0,170,31	0,120,23 (микрочастицы – 0,070,10 мкм)
хвостовик	оси	0,190,33	0,120,22 (микрочастицы – 0,090,12 мкм)
	межосья	0,200,35	0,140,25 (микрочастицы – 0,090,12 мкм)

**Таблица 2** – Размеры частиц  $\gamma'$ -фазы в материале рабочих лопаток из сплава ЖСЗДК-ВИ, в литом состоянии и после проведения ГИП

В структуре лопаток после газостатирования наблюдается измельчение интерметаллидной  $\gamma'$ -фазы (см. рис. 5) примерно в 1,5 раза в сравнении с исходным сплавом (см. табл. 2). Кроме того, в материале лопаток после изостатического прессования обнаружено выделение небольшого количества микрочастиц  $\gamma'$ - фазы размером 0,07...0,12 мкм, а также зональные междендритные выделения скоагулированных интерметаллидных частиц, размер которых достигает 5,2 мкм в зонах «залечивания» микропор и усадочной рыхлоты (см. рис. 3).

В результате ГИП под воздействием высокого давления преимущественно в межосных пространствах дендритов формируются  $\gamma'$ -частицы с неравновесной морфологией, заметно отличающейся от кубической, с наличием 60-градусных углов по их сечениям, а также в виде зональных участков «рафт»-структуры в местах «залечивания» пор, рыхлот и вокруг некоторых карбидов типа MC.

Механические и жаропрочные свойства определяли на пальчиковых образцах ( $\emptyset$  12 мм), отлитых методом равноосной кристаллизации из сплава ЖС3ДК-ВИ, как до термообработки, так и после гомогенизации при температуре 1210  $\pm$  10 °C в течение 4 часов с охлаждением на воздухе (табл. 3).

Из данных, представленных в таблице 3, видно, что механические и жаропрочные свойства всех исследованных образцов отвечают требованиям ОСТ1 90126-85.

Термическая обработка по стандартному режиму после газостатирования способствует повышению пластичности сплава за счет повышения структурной однородности сплава и релаксации напряжений, возникших в процессе горячего изостатического прессования.

Макроструктурными исследованиями установлено, что размер макрозерна всех опытных образцов и лопаток в процессе ГИП и термической обработки по стандартному режиму существенно не изменились.

В ходе фрактографических исследований также не выявлено существенных различий в макроизломах опытных образцов.

Микроструктура пальчиковых образцов Ø 10 мм различных опытных вариантов аналогична структуре соответствующих лопаток.

Известен способ термической обработки отливок из жаропрочных никелевых сплавов с различной скоростью охлаждения в высоковакуумных печах для закалки и гомогенизации газом под высоким давлением в потоке аргона с применением принудительного механического обдува вентиляторами.

Исследовали рабочие лопатки из сплавов ЖС6К-ВИ и ЖС26-ВИ (ВНК), термообработанные в печах типа «Ipsen» и «SECO/WARWICK 10.0VPT-4035/36HV» по следующим режимам:

<b>C</b>		Механич	еские сво	ойства при 20 °С	2	Drave to room way to the total	
материала	σ <sub><i>e</i></sub> ,	δ,	ψ,	КСU,	НВ,	время до разрушения под нагрузкой	
	кгс/мм <sup>2</sup>	%	%	кгс∙м/см <sup>2</sup>	МПа	35 кгс/мм <sup>2</sup> при 850 °C, час	
литое + т/о	114,5	18,0	18,5	3,00	341	477	
	113,0	15,6	15,4	2,88	341	398	
после ГИП	108,3	16,0	18,3	3,13	321	335	
	103,7	12,8	18,3	3,00	321	361	
после ГИП + т/о	113,0	26,8	17,2	3,50	321	292,5	
	105,4	15,2	15,4	3,13	321	377	
OCT1 90126-85	≥ 95,0	≥ 7,0	_	≥ 3,0	_	≥ 50,0	

**Таблица 3** – Механические и жаропрочные свойства сплава ЖС3ДК-ВИ до и после операции горячего изостатического прессования

гомогенизация при температурах 1220...1265 °C в течение от 1 ч 30 мин до 5 ч 30 мин с охлаждением в потоке аргона под давлением 2,0...2,2 бара при скорости вращения вентилятора 1500...3000 об/мин. Лопатки располагались на верхнем и нижнем поддонах печей, при этом обеспечивалась скорость охлаждения их от 60 до 200 °C в минуту.

При металлографическом исследовании установлено, что микроструктура материала рабочих лопаток, термообработанных с различной скоростью охлаждения, как на верхнем, так и на нижнем поддоне, существенных различий не имеет. Микроструктура представляет собой  $\gamma$ - твердый раствор, упрочненный интерметаллидной  $\gamma'$ - фазой, с наличием карбидов, карбонитридов и небольшого количества эвтектической ( $\gamma$ - $\gamma'$ )-фазы, соответствует нормально термообработанному состоянию сплава ЖС6К-ВИ и ЖС26-ВИ (ВНК) согласно утвержденной ВИАМ шкале микроструктур (рис. 6).

При этом следует отметить, что термическая обработка деталей на верхнем поддоне способствует получению более однородной структуры материала с существенным снижением ликвации между осями и межосными пространствами дендритов. В структуре лопаток, термообработанных на нижнем поддоне, наблюдается заметная разница между осями и межосными пространствами дендритов, что свидетельствует о некотором снижении температуры гомогенизации.

Охлаждение рабочих лопаток после термической обработки на нижнем поддоне со скоростями до 100...110 °С/мин. приводит к образованию зональных (редко встречающихся) участков с наличием разрозненных выделений скоагулированных ү'- частиц по границам зерен (см. рис. 6). При этом следует отметить, что в материале лопатки, охлажденной со скоростью 66,6 °С/мин, практически все частицы ү'-фазы находятся в скоагулированном состоянии. Высокие скорости охлаждения способствуют получению однородной структуры материала с меньшей межосной и дендритной ликвацией. Увеличение скорости охлаждения до 200 °С/мин приводит к выделению упрочняющей у'- фазы в более дисперсном состоянии (см. рис. 6).

Наиболее благоприятное структурное состояние наблюдается в рабочих лопатках из сплава ЖС6К-ВИ, термообработанных на верхнем поддоне при охлаждении со средней скоростью (порядка 95,0...110 °С/мин).



**Рис. 6.** Микроструктура рабочих лопаток после гомогенизации при 1220 °C, охлажденных с различной скоростью × 500

#### Выводы

В процессе горячего изостатического прессования лопаток при температуре 1210 °С и давлении 160 МПа происходит «залечивание» микропор и рыхлот, не выходящих на поверхность деталей (располагающихся во внутренних объемах металла), что способствует стабилизации структуры и свойств материала. Размер единичных микропор, выявленных после ГИП, уменьшился более чем в 40 раз.

Для материала рабочих лопаток и образцов (сплав ЖС3ДК-ВИ) после ГИП характерна структурная неоднородность вследствие образования «рафт»-структуры в виде зональных участков, сосредоточенных в местах «залечивания» пор и вокруг некоторых карбидов типа МС.

Термообработка по стандартному режиму (гомогенизация при температуре 1210 °C, 4 часа) после газостатирования способствует повышению структурной однородности сплава, релаксации напряжений и оказывает положительное влияние на пластические характеристики сплава при сохранении прочностных и жаропрочных свойств.

Обработка ГИП и последующая гомогенизация при температуре 1210 °С в течение 4 часов

обеспечивают получение наиболее благоприятного сочетания прочностных, пластических характеристик и длительной прочности при температуре 850 °C и напряжении 35 кгс/мм<sup>2</sup>.

Микроструктура рабочих лопаток после гомогенизации при температурах 1220...1265 °С в течение от 1 ч 30 мин до 5 ч 30 мин с охлаждением в потоке аргона со скоростью от 60 до 200 °С в минуту соответствует нормально термообработанному состоянию сплавов ЖС6К-ВИ и ЖС26-ВИ (ВНК) согласно утвержденной ВИАМ шкале микроструктур.

#### Список литературы

- Цветное литье : справочник / [Н. М. Галдин, Д. Ф. Чернега, Д. Ф. Иванчук и др.] ; под общ. ред. Н. М. Галдина. – М. : Машиностроение, 1989. – 528 с.
- Химушин Φ. Φ. Легирование, термическая обработка и свойства жаропрочных сталей и сплавов / Φ. Φ. Химушин. – М. : Оборонгиз, 1962. – 336 с.
- Гуляев А. П. Металловедение / А. П. Гуляев. М.: Металлургиздат, 1948. – 556 с.

Поступила в редакцию 22.10.2012

### Жеманюк П.Д., Клочихин В.В., Лисенко Н.О., Наумик В.В. Вплив гарячого ізостатичного пресування та термообробки на структуру і властивості виливків з жароміцних нікелевих сплавів

Під час гарячого ізостатичного пресування лопаток відбувається «загоювання» мікропор та рихлот, які не виходять на поверхню деталей, що сприяє стабілізації структури та властивостей матеріалу. Наступна термообробка сприяє підвищенню структурної однорідності сплаву, релаксації напружень та позитивно впливає на пластичні характеристики сплаву при збереженні властивостей міцності та жароміцності. Обробка ГП та наступна гомогенізація забезпечують отримання найбільш сприятливого поєднання характеристик міцності, пластичності та тривалої міцності.

**Ключові слова:** лопатка, гаряче ізостатичне пресування, мікропори, усадкові рихлоти, «рафт»-структура, термообробка, структурна однорідність, пластичність, міцність, жароміцність.

# Zhemanyuk P., Klochikhin V., Lysenko N., Naumik V. Effect of hot isostatic pressing and heat treatment on structure and properties of castings made of heat-resistant nickel alloy

Hot isostatic pressing of blades makes it possible to 'cure' micropores and shrinkage pores, which do not come out on the surface of parts, thus bringing about stabilization of structural homogeneity and properties. Subsequent heat treatment enhances structural homogeneity of alloy, ensures stress relaxation and has positive effect on plastic properties of alloy while maintaining strength and heat resistant properties. HIP treatment and subsequent homogenization provide optimum combination of strength, plastic properties and long-term strength.

*Key words:* blade, hot isostatic pressing, micropores, shrinkage porosity, 'raft' structure, heat treatment, structural homogeneity, plasticity, strength, heat resistance.

УДК 621.921

## Д-р техн. наук Р. С. Турманидзе, Д. С. Буцхрикидзе, Т. С. Апциаури

Грузинский технический университет, г. Тбилиси, Грузия

# АЛМАЗНОЕ ШЛИФОВАНИЕ СВЕРХТВЕРДЫХ НЕМЕТАЛЛИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ ЭФФЕКТИВНЫМ СПОСОБОМ

Были рассмотрены проблемы, связанные с обрабатываемостью твердых и хрупких, труднообрабатываемых неметаллических материалов во время шлифования алмазным кругом прогрессивным методом и влияния ориентации сапфирного монокристалла на выходные параметры обработки.

**Ключевые слова:** алмазное шлифование, пьезокварц, сапфир, нарушенный слой, биосовместимость.

Появление новых инструментальных и ряда конструкционных материалов с повышенными значениями твердости, прочности на изгиб, предела выносливости и износостойкости при повышенных температурах, ставит задачу создания наиболее подходящих способов механической обработки и инструментального материала для их эффективной обработки с требуемой точностью и качеством поверхности.

Шлифование кругами, а также, доводка и полировка свободным абразивом являются практически единственными методами обработки деталей из этих материалов. Шлифование связанными абразивными кругами обеспечивает высокую скорость съема материала, но недостаточное качество обработанной поверхности. Доводка дает высокую размерную и геометрическую точность, но имеет низкую производительность и не отвечает современным требованиям к экологии производства.

Растущие требования к точности и качеству поверхности деталей приводят к необходимости совершенствования существующих процессов и оборудования, применяемого в обрабатывающей промышленности.

В свете вышерассмотренного, одновременное получение высокой производительности, характерной для шлифования связанными абразивными кругами, и качества поверхности на уровне доводки свободным абразивом является важной проблемой и обеспечивается предложенным прогресивным способом алмазного шлифования [1].

Предложенный способ алмазного шлифования предназначен для высокоэффективной обработки плоских поверхностей деталей относительно малых размеров из твердых и хрупких труднообрабатываемых неметаллических материалов. Метод обеспечивает малые значения толщин среза, низкие контактные температуры,

© Р. С. Турманидзе, Д. С. Буцхрикидзе, Т. С. Апциаури, 2013

сохраняет точность формы алмазного круга и дает большие значения площади среза. Все это позволяет повысить скорость съема материала и качество шлифованной поверхности. Кинематика способа обеспечивает практически равномерный износ вдоль всей ширины шлифованного круга.

Увеличение ширины торцового шлифовального круга повышает производительность процесса, в то время как равномерный износ алмазного шлифовального круга уменьшает расход алмаза и снижает время и частоту правки круга.

Обрабатываемость материалов изучалась в диапазоне скоростей от 1 до 12 м/с и при давлениях от 30 до 1500 кПа. Были испытаны круги на металлической, керамической и органической связках с размерами зерен 63/50 мкм и менее.

Все выходные параметры — производительность (Q), глубина нарушенного слоя (H) и шероховатость (Ra) поверхности изучались методом планирования эксперимента как функции входных параметров. Для каждого из выходных параметров было построено семейство кривых в зависимости от входных параметров, т. е. скорость (V), давление (P), размер зерна (d), материал связки и процентная концентрация абразивов в круге. На рис. 1 представлены результаты обработки пьезокварца предложенным способом шлифования.

Независимо от материала связки производительность всегда увеличивается с ростом скорости резания и давления. Такой же эффект получен для глубины нарушенного слоя и шероховатости поверхности для испытуемых кругов на металлической (М1) и органической (МО12) связках. Чем выше скорость и давление, тем больше глубина нарушенного слоя.

Размер зерна оказывает большое влияние на все выходные параметры процесса шлифования. Скорость съема материала повышается с увеличе-



Рис. 1. Скорость съема материала и параметры качества поверхности при обработке пьезокварца методом НПШ

нием размеров зерен. Меньшие зерна уменьшают глубину нарушенного слоя и шероховатость поверхности. Качественно такие же результаты были получены для гаммы других исследуемых материалов.

Режимы обработки, скорость съема материала и параметры качества поверхности для гаммы материалов представлены в таблице 1.

Одним из ярких представителей рассматриваемого класса твердых и хрупких неметаллических материалов является искусственный кристалл сапфира, который отличается высокой чистотой по химическому составу, твердостью, износостойкостью и долговечностью при работе в парах трения. В связи с этим кристалл сапфира, как наиболее биосовместимый конструкционный материал с человеческим организмом, является особенно привлекательным для такой области применения, как медицина. Подразумевается применение сапфира в имплантологии, в частности, для изготовления сферической головки эндопротеза тазобедренного сустава человека.

К этим изделиям предъявляются особо высокие требования по точности формы и качеству поверхностей. Однако сапфир является анизотропным материалом, что создает определенные трудности при механической обработке для достижения требуемых высоких уровней точности и качества. Поэтому, экспериментальные исследования влияния анизотропии кристалла сапфира на его обрабатываемость является актуальной проблемой.

В таблицах 2—4 даны результаты экспериментальных исследований по всем выходным параметрам для исследуемых алмазных кругов.

Анализ данных по параметру *q* показывает, что для всех испытываемых кругов ориентация (0001) характеризуется наименьшей производительностью, чем остальные.

Для всех испытываемых алмазных кругов соотношение значений производительности находится в пределах:  $q_{0001}/q_{1010} = 0,25...0,5$ .

Разница между ориентациями (1010) и (1012) невелика, соотношение лежит в пределах:  $q_{1012}/q_{1010} = 0,75...1$ .

На всех ориентациях максимальную производительность показывает алмазный круг на керамической связке СК6, q = 130...300 мкм/мин, Также, максимальна величина соотношения:  $q_{0001}/q_{1010} = 0.4...0,5$ .

	Алмазный шлифовал	Режимы		locTb	Tb	йога	
Обрабатываемый материал	Зернистость	Связка	Скорость рез. V, м/с	Давление Р, кПа	Производительн <i>Qт</i> см <sup>3</sup> /мин	Шероховатос <i>Ra</i> , мкм	Нарушенный с. <i>Н</i> , мкм
	28/20	M1	10	300	30	0,39	
Пьезокерамика	28/20	CK6	10	300	30	0,40	
	28/20	M012	10	300	4	0,29	
		Мон	окристаллы	1	1		1
	28/20	M1	10	1000	7	-	_
	-	-	6	550	_	0,34	810
Монокристал-	28/20	CK6	10	1000	10	_	_
лическии крем-	-	-	1	100	_	0,47	1015
	14/10	B1	10	1000	1,6	_	_
	_	_	1	100	_	0,04	14
	28/20	M012	6	550	1,9	_	_
Арсенид галия		_	1	100	_	0,30	68
		Оптич	еское стекло	1	I		
	28/20	M1	6	550	1,9	_	_
	_	_	1	100	_	0,5	7,9
	28/20	CK6	6	550	0,8	_	_
K8	_	_	1	100	_	0,25	_
	28/20	MO12	6	550	0,3	_	_
	_	_	1	100	_	0,12	46
	1	Твер	дые сплавы	1	I		
BK8	28/20	M1	6	550	0,4	0,11	_
	28/20	CK6	6	550	2,2	0,16	_
_	28/20	M020	6	550	1,6	0,15	_
_	28/20	M1	6	550	0,8	0,14	_
T15K6	28/20	CK6	6	550	1,5	0,12	_
	28/20	M020	6	550	2,4	0,18	_
	1	Сверхтве	рдые композит	гы			1
Композит 05	28/20	CK6	6	1000	0,08	0,18	_
Композит 10	28/20	CK6	6	1000	0,04	0,03	_

### Таблица 1 – Режимы обработки, скорость съема материала и параметры качества поверхности

Инструмент данной характеристики отличается стабильностью в работе и самозатачиванием. Общая картина влияния V и p на q на кругах других характеристик практически остается неизменной.

Надо отметить, что характеры зависимостей q = f(V) и q = f(p) при обработке сапфира хорошо коррелируют с данными по обработке подобных материалов, например пьезокварца.

Качество поверхности оценивалось высотой неровностей шероховатости поверхности  $R_{Z}$ , мкм, относительной опорной длиной профиля на уровне  $03-tp_{03}\%$  и глубиной нарушенного трещиноватого слоя H, мкм.

Размер зерна в значительной степени влияет на  $R_{Z}$ , чем концентрация – K. С увеличением  $d_{3}$ ,

*Rz* увеличивается в пределах 11,5 класса. При этом на ориентации (0001) *Rz* имеет наименьшие значения, затем на ориентациях (1012) и (1010).

По этому параметру наилучшие результаты дают круги на органических связках (табл. 2–4). По сравнению с кругами на металлической и керамической связках, *Rz* имеет на порядок низкие значения. Эта картина сохраняется для всех ориентаций сапфира.

Наилучшие результаты по этим показателям качества поверхности дают круги на органических связках: BC-11, органическая специальная, tp примерно в 1,5 раза выше, а H - 3...5 раз меньше, чем на кругах с металлическими и керамическими связками.

# Скорость съема материала и параметры качества обработанной поверхности при разных ориентациях кристалла сапфира

## Таблица 2

		Ориентация кристалла сапфира					
N⁰			{0001]	}			
п/п	характеристика алмазного инструмента		Выходные па	раметры			
		q, мкм/мин	$R_t$ , мкм	$t_p, \%$	H, мкм		
1	АСМ 28/20, МШ-ТО 100 %	5560	2,53	2025	—		
2	ACM 28/20, CK6 100 %	130150	22,5	2025	810		
3	ACM 28/20, CK6 50 %	120130	22,5	2025	_		
4	ACM 28/20, BC-II 100 %	3035	0,250,3	3035	68		
5	ACM 14/10, BC-11, 100 %	1520	0,20,25	3540	35		
6	АСМ 14/10, связка органич. спец. 25 %	58	0,150,2	4045	23		

#### Таблица 3

		Ориентация кристалла сапфира					
N⁰	Yapartaphatuka atmanuara unatpunanta	{1012}					
п/п	Ларактеристика алмазного инструмента		Выходные	параметры			
		q, мкм/мин	$R_{l}$ , мкм	$t_p, \%$	<i>Н</i> , мкм		
1	АСМ 28/20, МШ-ТО 100%	150170	33,5	1520	_		
2	ACM 28/20, CK6 100%	230250	2,53	1520	1214		
3	ACM 28/20, CK6 50%	180200	2,53	1520	-		
4	ACM 28/20, BC-II 100%	100110	0,81	2530	1012		
5	ACM 14/10, BC-11, 100%	3540	0,60,8	3035	810		
6	АСМ 14/10, связка органич. спец. 25%	1520	0,30,4	3035	35		

### Таблица 4

		Ориентация кристалла сапфира							
N⁰	Vapartapuetura aimaguara huetovnauta	{1010}							
п/п	ларактеристика алмазного инструмента		Выходные параметры						
		q, мкм/мин	$R_{l}$ , мкм	$t_p, \%$	<i>H</i> , мкм				
1	АСМ 28/20, МШ-ТО 100 %	180200	33,5	1520	_				
2	ACM 28/20, CK6 100 %	280300	2,53	1520	1214				
3	ACM 28/20, CK6 50 %	200220	2,53	1520	-				
4	ACM 28/20, BC-II 100 %	110120	1,31,5	2530	1012				
5	ACM 14/10, BC-11, 100 %	4045	0,81	3035	810				
6	АСМ 14/10, связка органич. спец. 25 %	2025	0,30,4	3035	35				

Для изучения морфологии поверхности были сняты микрофотографии на сканирующем электронном микроскопе. Анализ морфологии обработанной поверхности еще раз доказывает правоту вышесказанного.

Круги на керамической и металлической связках дают взрыхленную поверхность со сколами и выколами. Поверхности образцов, обработанных кругами на органической связке, отличаются строением поверхности (рис. 2). Отчетливо видны следы резания материала путем пластической деформации (снятие мельчайших частиц в виде стружки) вместе с хрупким разрушением материала.

Соотношение площадей участков поверхности, полученных двумя разными механизмами разрушения материала, примерно равно единице.



Рис. 2. Микрофотографии поверхностей экспериментальных образцов сапфира:

a — ориентация 0001 алмазный круг — ACM 14/10, BC-11, 100 %, режимы резания: V = 3 м/с, P = 750 кПа;  $\delta$  — ориентация 1010 алмазный круг — ACM 14/10, связка BC-11, 100 %, режимы резания: V = 3 м/с, P = 750 кПа

#### Выводы

1. Для каждого исследуемого материала определены оптимальные условия механической обработки по выбранному критерию оптимизации производительности или параметров качества поверхности.

2. Предложенный прогрессивный способ может заменить трудоемкие и экологически нежелательные операции доводки свободным абразивом в технологическом процессе механической обработки конкретного изделия из исследуемых материалов с достижением как высокой производительности (в десятки раз), так и показателей качества поверхности.

3. Характер влияния факторов процесса шлифования прогрессивным способом (*V*, *P*, *d*<sub>3</sub>, *K*%, материал связки) на выходные параметры для исследуемых материалов одинаковый.

#### Список литературы

1. Technological Possibilities of Low-Temperature Precision Grinding Process when Machining Hard and Brittle Materials / [B. I. Batiashvili, D. S. Butskhrikidze, G. L. Mamulashvili etc.] . Key Engineering Materials. – 2002. – P. 149–156.

- R. Turmanidze Workability of the Sapphire Crystal of Medical Purpose and Scheme of Formation of Spherical Surface of Increased Precision / [R. Turmanidze, D. Butskhrikidze, M. Beridze]. Fifth international conference «Materials and Coatings for Extreme Performances : Investigations. Applications. Ecologically Safe Technologies for Their Production and Utilization». 22–26 September. – 2008. Big Yalta. Zhukovka. Crimea. Ukraine.
- Grindability of single crystal sapphire in medical use and the scheme of forming highly precise spherical heads / [R. Turmanidze. O. Mgaloblishvili. D. Butskhrikidze. M. Beridze]. The 66<sup>th</sup> International Congress of Precision Machining ICPM 2011. Liverpool John Moores University. 13<sup>th</sup>-15<sup>th</sup> September 2011. Day 1. Liverpoo.

Поступила в редакцию 24.09.2012

# Турманідзе Р.С., Буцхрикідзе Д.С., Апціаурі Т.С. Алмазне шліфування надтвердих неметалічних матеріалів ефективним засобом

Було розглянуто проблеми, пов'язані з оброблюваністю твердих і крихких, важкообробляємих неметалічних матеріалів під час шліфування алмазним кругом прогресивним методом і впливу орієнтації сапфірового монокристалу на вихідні параметри обробки.

Ключові слова: алмазне шліфування, сапфір, п'єзокварц, порушений шар, біосумісність.

# Turmanidze R., Butskhrikidze D. Aptsiauri T. Efficient diamond grinding of superhard non-metallic materials

The paper considers problems related to machinability of hard and brittle hard-to-machine non-metallic materials during grinding with diamond wheel involving advanced method, and effect of sapphire monocrystal orientation on machining output parameters.

Key words: diamond grinding, piezoquartz, sapphire, disturbed layer, biocompatibility.

УДК621.762

## Канд. техн. наук В. А.Сурков

Казанский национальный исследовательский технологический университет, г. Казань, Россия

# СОЗДАНИЕ ИНТЕРМЕТАЛЛИДНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ ПОРОШКОВЫХ МАТЕРИАЛОВ СИСТЕМЫ Al-3DMe

Представлены результаты ВЧ-плазменного воздействия на композиционные материалы на основе порошковых систем Al-3dMe, характеризуемого получением интерметаллидов.

**Ключевые слова:** плазма, порошковые материалы, алюминий, железо, кристаллическая модификация, интерметаллиды, рентгеновская дифракция.

#### Введение

Одним из актуальных направлений повышения эксплуатационных свойств изделий является создание новых композиционных материалов на основе интерметаллидов. В создании таких материалов порошковая металлургия, в сочетании с методами электрофизической обработки, приобретает ведущую роль вследствие неоспоримых преимуществ — возможности получения материалов с повышенными механическими и эксплуатационными свойствами, резкого сокращения расхода материалов, времени и электроэнергии, использования в качестве исходных материалов отходов металлургического и машиностроительного производств.

Сплавы на основе алюминия являются, как правило, многокомпонентными, гетерофазными системами, основу которых составляет твердый раствор замещения. Растворяясь в твердом алюминии, атомы легирующих элементов замещают атомы алюминия в узлах кристаллической решетки, что приводит к упрочнению материала. Однако растворимость большинства легирующих элементов в алюминии при комнатной температуре мала и механические свойства сплавов в литом состоянии низкие. Для повышения прочности алюминиевые сплавы подвергают упрочняющей термической обработке: закалке с последующим искусственным старением. Термическая обработка существенно изменяет структурно-фазовый состав сплавов и, следовательно, их физико-химические, механические и технологические свойства. Оптимальное легирование в сочетании с эффективными режимами термической обработки позволяет получать сплавы с различными свойствами, в том числе высокопрочные. В настоящее время по уровню прочности некоторые литейные алюминиевые сплавы не только не уступают деформируемым, но и превосходят их.

Одним из наиболее распространенных методов получения материалов с особыми механическими, электрическими и другими свойствами является

использование фазовых превращений (ФП) в сплавах, происходящих, например, при изменении температуры. Свойства сплавов определяются их структурой, как кристаллической, так и субмикроскопической. Последняя соответствует возможному наличию неоднородностей с размерами, значительно превышающими межатомные расстояния, микроструктуре, определяемой размерами, формой и взаимным расположением частиц новых фаз, возникающих при ФП. Изменения этой микроструктуры могут радикально менять макроскопические свойства сплава, в частности его прочность и пластичность.

Для большинства реальных сплавов типичны ФП, называемые фазовыми переходами упорядочения, когда перераспределение атомов происходит в масштабах порядка межатомных расстояний и приводит к появлению упорядоченной фазы. В этой фазе атомные позиции становятся неэквивалентными для заполнения атомами разного сорта. Кристаллическая решетка неупорядоченной фазы распадается на несколько подрешеток, в каждой из которых концентрация отличается от средней по сплаву. В реальных сплавах Fe-Al переход в эту фазу при понижении температуры от высоких ее значений происходит в два этапа. Сначала, при более высоком  $T = T_{c1}$ , сплав переходит в фазу FeAl, упорядоченную по типу CuZn, а при более низком  $T = T_{c2}$  происходит второй фазовый переход «доупорядочения»  $FeAl \rightarrow Fe_3Al$ .

Несмотря на то, что система Fe-Al считается хорошо изученной, анализ большого массива литературных данных показывает, что эти данные зачастую разрознены и противоречивы. Согласно диаграмме состояния системы Fe-Al [1–3], алюминий с железом образует твердые растворы, интерметаллические соединения и эвтектику. Согласно [1–3], в системе Fe-Al существуют твердые фазы Fe<sub>3</sub>Al ( $\beta_1$ ), FeAl (в (разупорядоченная),  $\beta_2$ (упорядоченная), Fe<sub>2</sub>Al<sub>3</sub> ( $\epsilon$ ), FeAl<sub>2</sub> ( $\xi$ ), FeAl<sub>3</sub> ( $\theta$ ), Fe<sub>2</sub>Al<sub>5</sub> ( $\eta$ ). Преимуществом сплавов на основе Fe<sub>3</sub>Al является высокая стойкость против окисления и сульфидной коррозии при потенциальной цене ниже многих нержавеющих сталей, недостатком - низкотемпературная хрупкость [4]. Причиной низкотемпературной хрупкости упорядоченных сплавов на основе Fe<sub>3</sub>Al с содержанием алюминия более 25 % ат. является насыщение их водородом, образующимся при взаимодействии алюминия с парами воды из воздуха.

В работе [4] проведен анализ известных и расчет неизвестных термохимических свойств для фаз системы Fe-Al в широком интервале температур и концентраций с использованием модели идеального раствора. При моделировании учитывались термодинамические функции следующих элементов и соединений: газообразных Al, Al<sub>2</sub>, Fe и конденсированных Fe, Al, FeAl, FeAl<sub>2</sub>, FeAl<sub>3</sub>, Fe<sub>2</sub>Al<sub>5</sub>. Свойства конденсированных FeAl, FeAl<sub>2</sub>, FeAl<sub>3</sub>, Fe<sub>2</sub>Al<sub>5</sub> рассчитаны по методикам, описанным в [5], с учетом литературных данных [6]. Для всех группировок [Fe<sub>x</sub>Al<sub>v</sub>] при изменении исходного содержания железа в системе наблюдаются немонотонные зависимости с максимальными концентрациями ассоциатов при определенных атомных соотношениях Fe и Al. Для 1873 K максимальное содержание  $N[FeAl]_{max} = 0,368$  при исходном соотношении элементов 1:1;  $N[FeAl_2]_{max} = 0,0221$  при Fe:Al = 1:2;  $N[FeAl_3]_{max} = 0,267$  при Fe:Al = 1:3;  $N[Fe_2Al_5]_{max} = 0,00053742$  при Fe:Al = 2:5.

Анализ подвижности и перераспределения атомов внедрения, замещения и вакансий является важным элементом при объяснении аномального изменения механических свойств Fe-Al сплавов при нагреве. Исследованные в [7] Fe-Al сплавы условно разделены на три группы: сплавы с 11,7-16,3 % АІ, имеющие после закалки неупорядоченную А2-структуру ОЦК-твердых растворов и склонные к ближнему упорядочению по типу D0<sub>3</sub> при старении; сплавы с 19,6-22,5 % Al, имеющие при высоких температурах неупорядоченную А2-структуру, а при низких температурах – склонные к дальнему упорядочению по типу  $D0_3$ ; сплавы с 28,4-40,0 % Al, в которых формируются А2-, В2-, D0<sub>3</sub>-структуры твердого раствора в зависимости от режима обработки.

Перспективными являются и методы синтеза интерметаллических композиций, основанные на использовании редокс-процессов, которые протекают в растворах, содержащих ионы целевого металла [8]. В этой связи целесообразно рассмотреть поведение такой композиции в условиях электрофизической обработки, создающей предпосылки фазовых переходов.

Одним из эффективных методов электрофизической обработки композиционных материалов является воздействие высокочастотной (ВЧ) плазмы пониженного давления, которая позволяет варыировать как температуру обработки, так и характеристики ионного потока, поступающего из плазмы на обрабатываемый материал [9], при рабочем давлении P = 1,33...133 Па, частотой генератора f=1,76 МГц, потребляемая мощность N=2...18 кВт.

Целью настоящей работы является создание интерметаллидных композиционных порошковых материалов системы Al-3dMe, характеризуемых элементным соотношением Fe:Al = 70:30.

#### Методика исследования

Исследование воздействия ВЧ-плазмы пониженного давления на композиционный порошковый материал (полученный электрохимическим методом, описанным в работе [8]) с элементным соотношением Fe:Al = 70:30 проводилось путем его поочередного введения в плазменную струю в стакане из углеволокна марки «Урал 2-22р» и в кварцевой колбе. При этом порошок был дегазирован в вакууме при давлении P = 10 Па. Схема экспериментальной установки представлена на рис. 1



Рис. 1. Схема экспериментальной установки ВЧИ разряда для обработки порошкового материала в «углеволокнистом стаканчике» и «кварцевой колбе»: 1 – вакуумная камера; 2 – углеволокнистый стаканчик с порошком (кварцевая колба); 3 – пластинчато-роторный вакуумный насос; 4 – двухроторный вакуумный насос; 5 – ВЧ генератор; 6 – разрядная камера; 7 – баллон с аргоном; 8 – глухая трубка для установки углеродного стаканчика с боковым отверстием для подачи газа

В качестве плазмообразующего газа использовался аргон. Технологические параметры высокочастотного индукционного (ВЧИ) разряда пониженного давления приведены в таблице 1.

**Таблица 1** – Параметры ВЧ-плазмы пониженного давления

Ркам., Па	<i>G</i> , г/с	Ia, A	<i>Ua</i> , кВ	<i>Т<sub>обр.</sub></i> , с
2030	0,004 0,005	0,81,2	7,8	510

В ходе эксперимента выполнялись исследования полученных образцов методами рентгенографического фазового анализа и растровой электронной микроскопии (РЭМ) с энергодисперсионным анализатором химического состава (ЭДАР).

Рентгенографический анализ проводили на аппаратурно-программном комплексе на базе рентгеновского дифрактометра D8 Advance (Bruker Axs, Германия). В процессе анализа использовали монохроматизированное Cu-Kα-излучение с дли-

ной волны  $\lambda = 1,5406 \ A$ . Напряжение на рентгеновской трубке составляло 40 кВ, сила тока — 30 мА, шаг сканирования для обзорных рентгенограмм 0,05 °20 (для уточнения — 0,01 °20), экспозиция в точке 1 и 5 с соответственно, угловой интервал регистрации спектров 3—90 °20. Рентгенографический анализ образцов порошка проводили в геометрии Брегга-Брентано на отражение.

Фазовая диагностика производилась путем сопоставления экспериментально полученных

значений межплоскостных расстояний (d, A) и относительных интенсивностей  $(J_{omh})$  рефлексов с эталонными рентгенографическими данными из международной картотеки порошковых данных PDF-2 [10].

Препараты для электронно-микроскопических исследований готовили посредством нанесения порошков на предметный столик и последующим напылением тончайшего слоя углерода на стекло в вакуумной установке ВУП-4, для создания проводящей поверхности порошкообразного материала.

## Результаты исследования и выводы

Исследование фазового состава

Воздействие ВЧ-плазмы на исходный порошковый образец с элементным соотношением Fe:Al = 70:30 при заданных режимах приводит к образованию интерметаллидов. Регистрация изменений фазового состава исследуемой системы в процессе обработки образца ВЧ-плазмой и идентификация вновь образованных соединений осуществлялась с помощью рентгеновского фазового анализа. При этом руководствовались следующими положениями [11]:

- регистрируемая дифракционная картина, т. е. совокупность угловых положений  $\Theta$  и, соответственно, межплоскостных расстояний  $d_{hkl}$ , форма профиля и интенсивность  $J(\Theta)$  рефлексов, характеризует данное кристаллическое вещество и является диагностической;

- дифрактограмма (рентгеновский спектр) конкретного вещества образуется независимо от присутствия в смеси других составляющих;

- смесь нескольких индивидуальных химических соединений дает рентгеновский профиль, являющийся суммой (наложением) дифракционных картин каждого индивидуального вещества.

Обзорные дифрактограммы изученных образцов представлены на рис. 2. По оси ординат отложена интенсивность рентгенографических отражений в импульсах в секунду, по оси абцисс угловой интервал сканирования в градусах 2 $\Theta$ , дифрактограммы приведены со смещением по оси ординат для наглядности.



Рис. 2. Дифрактограммы исходной смеси (N3 isx.) и продуктов синтеза (N1, N2) (приведены со смещением по оси ординат)

Обозначения образцов:

N1 — исходное соотношение Fe:Al = 70:30; получен в стакане из углеволокна;

N2 - исходное соотношение Fe:Al = 70:30; получен в вакууме в кварцевой колбе;

N3 isx — исходный образец фазового состава:  $\alpha$ -Fe + Al.

Дифрактограмма исходной смеси «Fe:Al = 70:30» представляет собой аддитивный профиль двухфазной системы (рис. 2, N 3 isx.), на которой присутствуют отражения  $\alpha$ -Fe и Al кубических модификаций.

Рентгенографический анализ образцов, подвергнутых обработке, показал наряду с исходными веществами (рис. 2, дифрактограммы N2 и N1, рис. 3–5) наличие таких вновь образованных фаз, как AIFe кубической модификации и моноклинный алюмоферрит Al<sub>13</sub>Fe<sub>4</sub>. Однако диагностика Al в данном случае затрудняется перекрыванием его рентгенографических отражений рефлексами алюмоферритов и железа, за исключением

одного рефлекса  $d \sim 2,33 A$ , особенно в образце N2. В образце с элементным соотношением Fe:Al =

= 70:30, полученном в кварцевой колбе в условиях вакуума, фиксируются фазы α-Fe и AlFe (рис. 2, N2 и рис. 3). Диагностика Al<sub>13</sub>Fe<sub>4</sub> вызывает определенные трудности, поскольку рефлексы отличаются очень низкой интенсивностью и фиксируются на уровне чувствительности рентгенографического метода, что может свидетельствовать о низкой концентрации данной фазы в системе и требует подтверждения независимыми методами анализа.

В образце с исходным соотношением элементов Fe:Al = 70:30, полученном в стакане из углеволокна, помимо рефлексов исходных алюминия



Рис. 3. Дифрактограмма образца N2 с исходным соотношением Fe:Al = 70:30, полученного в вакууме в кварцевой колбе



Рис. 4. Дифрактограмма образца N1 с исходным соотношением Fe:Al = 70:30, полученного в стакане из углеволокна

и  $\alpha$ -железа уверенно диагностируются интерметаллиды: моноклинный  $Al_{13}Fe_4$ , AlFe и  $Al_{0,4}Fe_{0,6}$  кубической модификации (рис. 2 N1, 4, 5). Кроме того, в этом случае присутствует неидентифицируемая фаза с межплоскостным расстоянием

*d* ~ 2,12 *A* E, которая предположительно является Al<sub>2</sub>Fe (рис. 4) триклинной модификации. Эта информация требует уточнения, поскольку идентификация по одному рефлексу не представляется надежной.

#### Электронномикроскопические исследования

Внешне все три пробы (фото 1-4) состоят из глобулярных (шаровидных) частиц различного диаметра ~ от 1 до 200 мкм. Крупные частицы содержат множество (сотни) составляющих их мелких частиц. Нередки отдельные скопления из нескольких «шариков». кажлый из которых имеет размеры 10 ч 50 мкм. Наиболее «совершенны» по форме, приближающейся к сферической, частицы проб фото № 2 и № 3. Проба фото № 1 (синтез проведен в стакане из углеволокна) отличается «шероховатой» поверхностью микроглобул, образованных выделяющимися скоплениями из мельчайших частичек, повышенным количеством дефектов текстуры и областями в виде оплавленных поверхностных слоев, по-видимому, образованных под действием плазмы (фото 2).

Микрозондовый элементный анализ представленных проб на содержание железа и алюминия проведен в двух режимах: определение общего содержания (усредненное по площади снимка) и локального — в выбранной точке изображения. Измерение осуществляли по интенсивностям Кαлиний рентгеновского излучения на растровом электронном микроскопе, оснащенном приставкой ЭДАР.



Очевидно, что результаты электронной микроскопии с сопутствующим микроанализом указывают как на общие для исследуемых образцов, так и на особенные признаки. Так, например, видно, что в зависимости не только от исследуемого образца, но и от выбранного участка поверхности, соотношение анализируемых элементов меняется. Это указывает на стохастический характер распределения этих элементов, как в пределах поверхности, так и в объеме частиц (фото 5).



### Выводы

Таким образом, по результатам исследований можно констатировать, что предлагаемый подход с использованием ВЧ-разряда позволяет получить интерметаллиды на основе порошкового предшественника, содержащего элементные альфа-железо и алюминий в определенном фиксированном соотношении.

#### Список литературы

- Диаграммы состояния двойных металлических систем : справочник: в 3-х т. Т.1 / под ред. Н. П. Лякишева. – М. : Машиностроение, 1996. – С. 144–148.
- Sikka V. K. /V. K. Sikka, S. Viswanathan, C. G. Mc-Kaamey // Struct. Intermetallics: Champion, Pa. Sept. 26–30. – 1993. – 112 p.
- Besmann T. M. / T. M. Besmann, B. M. Gallois // MRS Symp. Proc., Materials Research Society, Pittsburgh, PA, 1990. – 168 p.
- Rees Jr. W.S. CVD of Nonmetals / Rees Jr. VCH. Weinheim. – 1996. – 405 p.

- 5. J. Cryst. Growth / [Hirose S., Kano N., Hara K. etc.]. 1997. Vol.172. N 1. P. 13–20.
- Mater. Sci. Eng. 1997 / [Karmann S., Schenk H.P.D., Kaiser U. etc.]. – B50. – N 2. – P. 228– 235.
- J. Appl. Phys. 1996. / [Dovidenko K., Oktyabrsky S., Narayan J., Razeghi M.]. – Vol. 79. – N 12. – P. 2439–2450.
- Materials Research Bulletin / [A.F.Dresvyannikov, M. E. Kolpakov]. - 2002. -Vol. 37. - N 2. - P. 291-296.
- Абдуллин И. Ш. / И. Ш. Абдуллин, В. С. Желтухин, В. В. Кудинов // Физ. и хим. обработки материалов. 2003. № 4. С. 45–51.
- Industrial Applications of X-Ray Diffraction. Ed: F. Smith. Darien. Illinois. USA. 1999. – 1024 p.
- PDF-2, release 2000. Powder Diffract File. International Centre for Diffraction Data. Search Manual Fink Method. Inorganic. USA Pennsylvania: ICPDS, 1977.

Поступила в редакцию 24.01.2012

### Сурков В.А. Створення інтерметалідних композиційних порошкових матеріалів системи Al-3dMe

Представлено результати ВЧ-плазмового впливу на композиційні матеріали на основі порошкових систем Al-3dMe, що характеризується отриманням інтерметалідів.

**Ключові слова:** плазма, порошкові матеріали, алюміній, залізо, кристалічна модифікація, інтерметаліди, рентгенівська дифракція.

## Surkov V. Creation of Al-3DMe system powder intermetallic composites

The paper describes the effect of high-frequency plasma discharge on composite materials based on Al-3dMe powder systems resulting in formation of intermetallic composites.

*Key words:* plasma, powder materials, aluminum, iron, crystal modification, intermetallic compounds, *X*-ray diffraction.

УДК 669.721.5

## Д-р техн. наук В. А. Шаломеев

Запорожский национальный технический университет, г. Запорожье

# УЛУЧШЕНИЕ МАКРО- И МИКРОСТРУКТУРЫ АВИАЦИОННОГО ЛИТЬЯ ИЗ МАГНИЕВЫХ СПЛАВОВ

Описана структура литья из магниевых сплавов при флюсовой выплавке. Показаны эффективные способы улучшения макро- и микроструктуры отливок из сплавов МЛ5 и МЛ10, что гарантировано обеспечивало требуемый уровень механических свойств и жаропрочности авиационного литья.

**Ключевые слова:** магниевый сплав, рафинирование, газоизостатическое прессование, заварка, интерметаллиды, структура.

Повышение надежности и безопасности работы авиационной техники во многом зависит от качества составляющих ее элементов, в том числе и литых деталей [1].

Для конструкционных элементов различных авиалвигателей широко применяются отливки из магниевых сплавовов массой от 0,05 кг до 400 кг и размерами от 10 мм до полутора метров в диаметре, технология производства которых включает в себя выплавку сплава в индукционных, подогрев в газовых печах, обработку жидкого расплава флюсом, процессы кристаллизации и охлаждения в литейных формах, а также термическую обработку. Применяемые технологии производства корпусного авиационного литья из магниевых сплавов гарантируют их качество и требуемый уровень эксплуатационных свойств. Однако при работе авиационных двигателей в критических режимах с большими перегрузками и перегревом, а так же при сверхгарантийной их эксплуатации на поверхности корпусных изделий в отдельных случаях обнаруживались трещины (рис. 1, а). Металлографический анализ таких поверхностных трещин показал, что причиной их образования были скопления неметаллических включений (рис. 1, б), ухудшающих структуру металла и снижающих свойства отливок.

Поэтому, разработка технологических мероприятий, направленных на улучшение структурного состояния авиационного литья из магниевых сплавов, а так же технологии исправления поверхностных трещин корпусных деталей после эксплуатации, является важной задачей, обеспечивающей надежную и безаварийную работу авиационных двигателей.

Перспективными направлениями, обеспечивающими улучшение макро- и микроструктуры литья из магниевых сплавов и повышение их качества, могут быть внепечное рафинирование расплава [2], газоизостатическое прессование отливок и заварка поверхностных трещин корпусного литья присадочным материалом с повышенной трещинноустойчивостью [3].

Для разработки данных технологий, магниевые сплавы МЛ5 и МЛ10 выплавляли в тигельных индукционных печах ИПМ-500 номинальной емкостью 0,5 тн, а так же в газовых раздаточных печах номинальной емкостью 150 кг с использованием флюса ВИ-2.

Исследование эффективности фильтрации через различные материалы проводили на сплаве МЛ5. Предварительно нагретый до температуры 500 °С материал фильтра гранулярностью 10...50 мм засыпали на сетку съемной литнико-



Рис. 1. Поверхностная трещина (*a*, × 0,25) и скопление неметаллических включений (*б*, × 500) в отливках из магниевых сплавов

© В. А. Шаломеев, 2013

ISSN 1727-0219 Вестник двигателестроения № 1/2013

вой чаши высотой 100 мм, установленной над стояком литниковой системы. Предварительно изучали характеристики поверхностного взаимодействия магниевого расплава с флюсом и материалом фильтра методом «лежащей капли».

Термическую обработку отливок из магниевых сплавов проводили в термических печах типа Бельвью и ПАП-4М по режиму Т6.

Горячее изостатическое прессование (ГИП) отливок из сплавов МЛ5 и МЛ10 проводили в газостате модели «QUINTUS» при температуре  $395 \pm 5$  °C, давлении 9,20 МПа в течение 1,5 часа.

Для разработки присадочного материала с повышенной трещиноустойчивостью в готовый расплав вводили возрастающие присадки Mg — 10 % Sc лигатуры и заливали прутки Ø 8 × 200 мм и литые образцы для механических испытаний и металлографического контроля. Свариваемость металла изучали путем сварки присадочными прутками термообработанных пластин размером 200 × 100 × 10 мм из магниевых сплавов аргонодуговым способом нерасходуемым вольфрамовым электродом с применением сварочного трансформатора ТД-500, осциллятора ОСПП-3 и балластного реостата РБ-35. Сварные швы испытывались по ГОСТ 1497-84 с учетом требований ГОСТ 6996-66.

Качество сварных швов контролировали в производственных условиях неразрушающими методами контроля: рентгеновским, люминесцентным и цветным. Люминесцентный контроль отливок проводили методами ЛЮМ-17-П и ЛЮМ-К, цветной — методом ЦМ15-В. Рентгеновский контроль сварных соединений осуществляли с помощью аппаратов РАП-150/300, РУП 150/300, РУП 400-5 и МИРА-2Д.

При выплавке магниевых сплавов в расплаве скапливаются неметаллические включения экзогенного (MgO,  $Al_2O_3$  и др.) и эндогенного (SiO<sub>2</sub>, CaMgSiO<sub>4</sub> и др.) характера, что связано с высокой химической активностью магния и легирующих элементов, а также с использованием флюсов. Технология изготовления сплавов на основе магния предусматривает процессы рафинирования, когда при заливке расплава в форму возможно повторное его загрязнение. Эффективным способом очищения жидкого металла от включений может быть использование твердых углеродсодержащих фильтров, применяемых непосредственно перед заливкой расплава в форму.

Исследовали взаимодействие расплава с фильтрационными материалами путем определения характеристик поверхностного взаимодействия в системах: сплав МЛ5-фильтр, флюс-фильтр, сплав МЛ5-включения, флюс-включения.\* Применяли подложки из графита, магнезита, известняка, SiO<sub>2</sub>, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> и MgO.

Установили, что поверхностное натяжение ( $\sigma_{p.c.}$ ) при постоянной температуре в системах сплав МЛ5 – карбонатовая подложка и сплав МЛ5 – оксид находилось на уровне 72 МДж/м<sup>2</sup> (табл. 1). Флюс ВИ – 2 (38–46 % MgCl<sub>2</sub>, 32–43 % KCl, 10 % CaCl<sub>2</sub>, 5–9 % BaCl<sub>2</sub>, 3–5 % CaF<sub>2</sub>) растекался на карбонатных материалах и практически не смачивал ( $\theta$ , *Кр*) оксидные, что обуславливало разные значения поверхностного натяжения ( $\sigma_{\rm p,r}$ ) и когезии (Ак) на подложках из оксидов и карбонатов. Адгезия (Аа) на границе раздела флюс - подложка из CaCO<sub>3</sub>, MgCO<sub>3</sub> и графита составляла 130, 126 и 125 МДж/м<sup>2</sup> соответственно, что в 2...3 раза больше чем адгезия на границе флюс – подложка из оксидов. В системах сплав МЛ5 – подложка из карбонатов и сплав МЛ5 – оксид меньший угол смачивания и соответственно большая работа адгезии составляла для материала из CaCO<sub>3</sub>.

Рафинирующее свойство флюса характеризуется работой адгезии к расплаву МЛ5 (*Wфa*). Межфазное натяжение (адгезия) на границе сплав МЛ5 – флюс ВИ-2 составляло:  $\sigma_{p.z.} = 71 \text{ мДж/м}^2$ ;  $\theta = 49^\circ$ . Адгезия включений к металлу в среде флюса составила для SiO<sub>2</sub>, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> и MgO соответственно 140 мДж/м<sup>2</sup>, 143 мДж/м<sup>2</sup> и 132 мДж/м<sup>2</sup>. Учитывая, что рафинирующее свойство флюса (*Wфa*) возрастает с уменьшением работы адгезии можно сделать вывод, что флюс ВИ-2 адсорбирует данные включения, но более эффективно – оксиды магния.

Эффективность рафинирования характеризуется суммарной энергией связи сорбент — включения (*Wф*) в системе: твердый фильтр (сорбент) — металлический расплав (МЛ5) включение (флюс). Поэтому полнота удаления включений в расплаве снижалась при взаимодействии от известняка к магнезиту и графиту — 279 мДж/м<sup>2</sup>, 259 мДж/м<sup>2</sup> и 250 мДж/м<sup>2</sup>, соответственно.

При изучении глубины взаимодействия между сплавом и материалом фильтра установили, что расплав проникал в материал фильтра из известняка на глубину 175 мкм (рис. 2), что значительно превышало рафинирующее действие графита (6 мкм) и магнезита (10 мкм).

В поверхностной зоне контакта расплава с материалом подложек наблюдалось повышенное (по сравнению с остальным объемом капли) количество интерметаллидов. Установлено, что большее количество интерметаллидов выявлено в поверхностной зоне капли при контакте с магнезитовой подложкой.

Количественный анализ структурных составляющих в исследуемых образцах из сплава МЛ5 показал, что при взаимодействии металла с материалами подложки наблюдались как единичные

<sup>\*</sup> в работе принимали участие канд. техн. наук Самойлов В. Е., инж. Самойлов Ю. В.

Материал	σ <sub>р</sub> МД:	ж/м <sup>2</sup>	е гр	), ад	А МД:	а, ж/м <sup>2</sup>	А МД:	к, ж/м <sup>2</sup>	<i>К</i> МД:	, ж/м <sup>2</sup>
подложки	МЛ5	ВИ-2	МЛ5	ВИ-2	МЛ5	ВИ-2	МЛ5	ВИ-2	МЛ5	ВИ-2
CaCO <sub>3</sub>	78	77	127	47	31	130	156	154	- 125	- 24
MgCO <sub>3</sub>	70	78	140	52	16	126	140	156	- 124	- 30
Графит	72	75	154	48	7	125	144	150	- 137	- 25
SiO <sub>2</sub>	69	101	132	132	23	33	138	202	- 115	- 169
$Al_2O_3$	74	99	137	143	20	19	148	198	- 128	- 180
MgO	70	100	148	137	11	27	140	200	- 129	- 173

**Таблица 1** — Характеристики поверхностного взаимодействия между сплавом МЛ5, флюсом ВИ-2 и материалом подложек

интерметаллиды, так и их скопления. Причем, их индекс и средний размер возрастали от магнезита к графиту и известняку.

Фильтрация расплава через магнезит, известняк и графит способствовала заметному измельчению микрозерна металла, особенно при использовании комплексного фильтра, содержащего равные части магнезита, графита и известняка (по 33 % каждого).

Установили, что фильтрация расплава повышала прочностные и пластические характеристики сплава МЛ5. Более высокие значения механических свойств и плотности получены на образцах, полученных с применением комплексного фильтра (табл. 2), что является перспективным для получения высококачественного литья.

Перспективной технологией, направленной на улучшение качества авиационного литья из магниевых сплавов и повышение их физико-механических свойств может быть газоизостатическое прессование (ГИП) отливок.

ГИП литья из сплавов МЛ5 и МЛ10 практически не влияло на макроструктуру сплава, однако, способствовало повышению физической плотности металла. При этом, происходило упрочнение металла поверхностных слоев отливок за счет их деформации. Микротвердость металла в поверхностной зоне отливок была значительно выше ее центральной части, а механические свойства и жаропрочность сплава улучшалась (табл. 3).



Рис. 2. Микроструктура границы взаимодействия сплава МЛ5 с различными фильтрами,  $\times$  500: a – известняк;  $\delta$  – графит; e – магнезит

**Таблица 2** — Физико-механические свойства термообработанных образцов из сплава МЛ5 после различных вариантов фильтрации (средние значения)

Вариант	Физико-механические свойства						
фильтрации	σ <sub>6</sub> , ΜΠa	δ, %	Физическая плотность, г/см <sup>3</sup>				
без фильтрации	234,0	3,0	1,6858				
магнезит	242,0	4,2	1,6980				
графит	240,0	4,3	1,6753				
известняк	266,0	5,4	1,6876				
комплекс. фильтр	275,0	6,2	1,7067				
ГОСТ 2856-79	≥ 226,0	≥ 2,0	_				

Таблица 3 —	Физико-механические	е свойства и жароп	рочность термообра	ботанных образцов из
магниевых спла	авов до и после ГИП			

		Свойства сплавов											
_		МЛ5		МЛ10									
Вариант	σ <sub>в</sub> , МПа	δ, %	HV <sub>матр</sub> , МПа	р, г/см <sup>3</sup>	τ <sup>80</sup> час	σ,, МПа	δ, %	HV <sub>матр</sub> , МПа	р, г/см <sup>3</sup>	τ <sup>80</sup> 270, час			
без ГИП	228,0	3,6	<u>1200,8</u> 1065,7	1,562	141,1	235,0	3,6	<u>1290,5</u> 1261,0	1,75	47,5			
с ГИП	248,4	4,2	<u>1396,7</u> 1325,6	1,798	158,4	262,1	4,8	<u>1426,6</u> 1354,3	1,88	61,4			

Примечание: в числителе — край образца, в знаменателе — центр.

Для исправления поверхностных трещин корпусного авиационного литья после эксплуатации допускается их заварка с предварительной разделкой. Заварка проводится тем же материалом, что и основа сплава. При заварке трещин на деталях из сплава МЛ5 не возникает затруднений, но детали из сплава МЛ10 завариваются плохо — часто в местах заварки образуются новые трещины, требующие повторной заварки. После нескольких неудачных заварок дорогостоящее изделие бракуется и идет на переплав.

Перспективным направлением, обеспечивающим требуемое качество заварки отливок из магниевых сплавов, является разработка новых присадочных материалов, в частности скандийсодержащих.

Исследовали структуру и свойства сплава МЛ10 с содержанием скандия 0...1,0 % мас. Микроструктура термообработанного сплава МЛ10 со скандием представляла собой  $\delta$ - твердый раствор с наличием эвтектики ( $\delta + \gamma$ - фаза) сферической формы, размеры которой с повышением концентрации скандия в сплаве увеличивались (рис. 3). При введении в расплав более 0,07 % Sc размер эвтектических областей увеличивался примерно в 3 раза в сравнении со стандартным спла-

вом, в то время как размер зерна матрицы находился приблизительно на одном уровне. Микротвердость структурных составляющих сплава МЛ10 с увеличением содержания скандия повышалась (табл. 4).

Микрорентгеноспектральный анализ показал, что эвтектика обогащена в основном цирконием, неодимом и скандием. В эвтектике сферической формы было в ~1,5...2,0 раза больше скандия, чем в δ- твердом растворе.

При повышении концентрации скандия в сплаве до 0,1 % микроструктура измельчалась. Увеличение содержания скандия до 1,0 % приводило к росту размера микрозерен. При содержании скандия в сплаве МЛ10 не более 0,05 % наблюдалось повышение как механических, так и жаропрочных свойств металла. Дальнейшее увеличение концентрации скандия в металле снижало физико-механические характеристики материала. Таким образом, оптимальное содержание скандия в сплаве МЛ10 составляло 0,03...0,05 %.

В связи с тем, что механические свойства металла образцов, содержащих скандий, выше, чем сплава МЛ10 без скандия (табл. 5), то разрушение сварных образцов при испытаниях проходило не по сварному шву, а по основному металлу.



**Рис. 3.** Микроструктура термообработанного сплава МЛ10, × 500: a - 6e3 Sc;  $\delta - 0.05$  % Sc;  $\delta - 1.0$  % Sc

Содер- жание Sc, %	Размер (б+ү)	Микротвердость HV, МПа		Механические свойства		Длительная прочность, $\sigma_{e} = 80 \text{ MПa, чac.}$		
масс.	фазы, мкм	δ	δ+γ	$\sigma_{e}$ ,	δ,	$T^{**}_{ucn} =$	$T_{ucn} =$	$T_{ucn} =$
		фаза	фаза	МПа	%	150/250 °C	270 °C	300 °C
0	17	1065,7	1320,4	235,0	3,6	1252,0/26,2	47,5	9,0
0,02	19	1078,8	1480,6	253,0	4,6	1252,0/56,0	53,1	11,1
0,05	20	1098,8	1504,7	245,0	6,3	1252,0/48,7	71,5	16,0
0,07	23	1114,4	1735,6	240,0	4,0	1252,0/64,0	61,6	12,4
0,10	29	1154,5	1891,6	232,0	3,5	1252,0/48,0	36,5	13,4
0,50	37	1235,5	1985,7	235,0	4,0	1251,0/34,1	24,0	6,7
1,00	61	1320,5	2211,6	169,0	3,3	1252,0/8,0	22,8	6,0

Таблица 4 — Характеристики структурных составляющих и свойства сплава Мл-10 со Sc\*

Примечание: \* средние значения; \*\* испытание образцов на длительную прочность проводили ступенчатым образом: при 150 °С (числитель), затем при 250 °С (знаменатель).

**Таблица 5** — Средний размер структурных составляющих, микротвердость и механические свойства сварных образцов из сплава МЛ10

Содержание Sc, % масс.	Размер ст составлян	руктурных ощих, мкм	Микротвердость	Механические свойства		
	матрица	эвтектика	$H v_{0,05}$ , MI1a	σ <sub>6</sub> , ΜΠa	δ, %	
0	70/34	40/30	910,0/930,0	235/239	3,6/3,2	
0,050,06	60/25	45/35	980,8/1020,4	245/253	5,6/6,0	

Примечание: числитель – основной металл, знаменатель – сварной шов.

Опробирование разработанного скандийсодержащего присадочного материала для заварки трещин корпусов компрессора низкого давления авиадвигателя Д-36 в условиях предприятия АО «Мотор Сич» показало эффективность данной технологии. Выявленные поверхностные трещины на корпусе разделывали до их полного удаления и заваривали присадочным материалом из сплава МЛ10 со скандием. Заваренные участки (рис. 4) контролировались и зачищались до получения требуемых геометрических размеров. После заварки разделанных трещин скандийсодержащим присадочным материалом, рентгеновский контроль не выявил наличие дефектов в металле сварного шва, околошовной зоны и основного металла. По уровню механических свойств исследуемый металл удовлетворял требованиям нормативно-технической документации.



Рис. 4. Элемент корпуса компрессора низкого давления авиадвигателя Д-36 после заварки восстановленных участков

Внедрение разработанной технологии заварки поверхностных трещин на АО «Мотор Сич» позволяет получить от 27,0 до 30,0 тысяч грн. на один корпус.

#### Выводы

1. Установлено, что внепечное рафинирование магниевых сплавов обеспечивает высокую степень очистки расплава от неметаллических включений, низкое окисление и высокую эффективность модифицирования. При этом, применение комплексного фильтра (33 % магнезита + 33 % графита + 33 % известняка) способствует повышению прочности отливок из сплава МЛ5 на 10 %, а пластичности – в 2 раза. Фильтр такого состава надежно очищал магниевый расплав от флюсовых включений, продуктов рафинирования и улучшал свойства металла, что позволило получить качественный металл и высокие эксплуатационные свойства авиационных отливок.

2. Показано, что газоизостатическое прессование отливок из магниевых сплавов является эффективной технологией, позволяющей улучшить качество литья и повысить плотность сплава на 10...15 %, предел прочности на ~ 10 %, пластичность на ~ 20 % и жаропрочность на ~ 10...20 %.

4. Разработан и опробирован в промышленных условиях скандийсодержащий присадочный материал для заварки поверхностных трещин корпусного авиационного литья из сплава МЛ10, который позволяет получить сварочный шов с плотной и однородной зоной сплавления, измельченную мелкозернистую микроструктуру и повышенные механические свойства. Разработанная технология заварки обеспечивает гарантированную надежность и долговечность эксплуатации литья из сплава МЛ10.

#### Список литературы

- Авиационно-космические материалы и технологии / [В. А. Богуслаев, А. Я. Качан, Н. Е. Калинина и др.]. Запорожье : изд.-во ОАО «Мотор Сич», 2009. 383 с.
- Фільтраційне модифікування магнієвих сплавів / [Ю. В. Самойлов, В. Є. Самойлов, В. А. Шаломєєв та ін.] // Металургія : зб. наук. праць. – Запоріжжя, ЗДІА. – 2008. – Вип. 17. – С. 59–66.
- Заварка поверхностных дефектов литья из сплава МЛ10 скандийсодержащим материалом / [В. А. Шаломеев, Э. И. Цивирко, И. А. Петрик и др.] // Автоматическая сварка. – 2009. – № 3. – С. 34–39.

Поступила в редакцию 11.10.2012

# Шаломєєв В.А. Поліпшення макро- і мікроструктури авіаційного лиття з магнієвих сплавів

Описана структура лиття з магнієвих сплавів при флюсової виплавці. Показані ефективні засоби поліпшення макро- і мікроструктури виливків зі сплавів МЛ5 і МЛ10, що гарантовано забезпечувало необхідний рівень механічних властивостей і жароміцності авіаційного лиття.

**Ключові слова:** магнієвий сплав, рафінування, газоізостатичне пресування, заварка, інтерметаліди, структура.

# Shalomeyev V. Improvement of macro- and microstructure of aviation castings of magnesium alloys

The structure of magnesium alloy castings with fusion welding is described. Effective ways of improvement of macro- and microstructure of MJ5 and MJ10 castings ensure the required level of mechanical properties and heat resistance of aviation castings.

*Key words:* magnesium alloy, refining, hot isostatic pressing, welding, intermetallic compounds, structure.

# УДК 669.245.018:620.193.53

Канд. техн. наук В. В. Кононов<sup>1</sup>, О. В. Гнатенко<sup>2</sup>, канд. техн. наук С. В. Гайдук<sup>1</sup>, д-р техн. наук В. В. Наумик<sup>1</sup>

<sup>1</sup> Запорожский национальный технический университет, <sup>2</sup> АО «МОТОР СИЧ»; г. Запорожье

# РАЗРАБОТКА СОСТАВА КОРРОЗИОННОСТОЙКОГО ЗАЩИТНОГО ПОКРЫТИЯ И СПОСОБА ЕГО НАНЕСЕНИЯ НА ОТЛИВКИ ИЗ ЖАРОПРОЧНЫХ НИКЕЛЕВЫХ СПЛАВОВ

Разработаны состав трехслойного коррозионностойкого высокотемпературного защитного покрытия и способ его нанесения на отливки из жаропрочных никелевых сплавов, которые обеспечивают термостойкость более чем в 2 раза превосходящую известные однослойные покрытия, структурную стабильность, пластичность и в 3 раза большую стойкость в условиях сульфидно-оксидной коррозии. Разработанный способ включает подготовку поверхности, приготовление и нанесение трех слоев суспензии, диффузионный отжиг и очистку.

**Ключевые слова:** лопатки, жаропрочный никелевый сплав, коррозионностойкое защитное покрытие, образцы, термостойкость, структурная стабильность, пластичность, сульфидно-оксидная коррозия, подготовка поверхности, диффузионный отжиг.

#### Состояние вопроса

Турбинные лопатки современных как авиационных, так и наземных силовых установок во многих случаях изготавливают из жаропрочного никелевого сплава ЖС32-ВИ [1].

Данный сплав полностью отвечает требованиям как современный материал отливок с направленной и монокристаллической макроструктурой для силовых энергетических и авиационных установок по параметрам прочности и жаропрочности, но при этом не обладает достаточной стойкостью против высокотемпературной коррозии в агрессивных средах. Для устранения этого недостатка на поверхность готовых рабочих лопаток дополнительно наносится коррозионностойкое защитное покрытие.

Известен [2] способ нанесения на детали газовых турбин защитного покрытия, в состав которого входят хром, алюминий, кобальт и в качестве примеси — кремний. После нанесения покрытия делается диффузионный отжиг.

Нанесение данного многокомпонентного покрытия не обеспечивает оптимального распределения компонентов по его толщине, образовываются достаточно высокие остаточные напряжения. Это приводит к появлению локальных коррозионных повреждений, которые в дальнейшем распространяются по всей поверхности, то есть длительная термостойкость не обеспечивается.

Также известен способ нанесения покрытия, содержащего 6289 % алюминия, 725 % кремния, 211 % хрома, а также примеси титана или ниобия 1,52,0 % [3]. Недостатком данного покрытия является его невысокая термостойкость и недостаточная однородность по составу, особенно для современных жаропрочных никелевых сплавов, содержащих тантал, рений и другие элементы, повышающие их жаропрочность. Кроме того, при длительной эксплуатации таких покрытий, в их структуре образуется охрупчивающая фаза, снижающая пластичность, в результате взаимодействия с продуктами сгорания образуются сульфиды титана, уменьшающие срок службы покрытия.

### Основной материал исследований

Для устранения указанных недостатков провели ряд опытов по нанесению трехслойного покрытия различного химсостава при различном соотношении толщины отдельных слоев различной суммарной толщины (табл. 1). Опытные варианты покрытий наносили на образцы, изготовленные из жаропрочных никелевых сплавов IN-738LC [4], ЗМИ-ЗУ [5] и ЗМИ-ЗУМ1 [3].

Выбор данных содержаний компонентов в слоях и соотношение между толщинами слоев обусловлен следующим. Взаимное влияние насыщающих элементов достаточно сложно и введение в многокомпонентную насыщающую смесь любого из выбранных элементов резко меняет процесс образования коррозионностойких покрытий.

Нанесение покрытия в 3 слоя, первый и третий из которых содержат алюминий и кремний, создают защитную пленку сложных химических соединений, что повышает жаростойкость покрытия, а хром стабилизирует их, что предотвращает

© В. В. Кононов, О. В. Гнатенко, С. В. Гайдук, В. В. Наумик, 2013

		Химсос						
Вариант		I и III слог	1		II слой		Суммарная толщина слоя	
	Al	Si	Cr Al		Cr	Та	покрытия, мкм	
1	80	11	9	64	25	11	142	
2	78	12	10	62	26	12	140	
3	82	10	8	66	24	10	136	
4	74	16	10	64	25	11	120	
5	86	6	8	70	22	8	116	
6	81	10	9	70	18	12	110	
7	79	12	9	58	28	14	105	

**Таблица 1** — Химический состав суспензии по слоям и суммарная толщина покрытия на опытных образцах

выгорание алюминия с поверхности покрытия (третьего слоя) и снижает диффузионную подвижность алюминия в первом слое. Кроме того, хром способствует замедлению распада фазы NiAl в менее жаростойкое соединения Ni<sub>3</sub>Al. Наличие в первом слое алюминия и кремния, которые не образуют между собой химических соединений, исключает взаимодействие элементов в насыщающей смеси, что создает благоприятные условия для диффузии алюминия между слоями с образованием стабильного диффузионного слоя.

Второй слой, содержащий более 24 % хрома и до 12 % тантала, способствует повышению твердости покрытия и приводит к значительному улучшению качества покрытия, снижению пористости и хрупкости слоя, улучшает сцепление его с основным металлом, выполняя при этом еще и роль диффузионного барьера.

Содержание в первом и третьем слоях алюминия менее 78 % снижает толщину слоев и это приводит к снижению ресурса по коррозионной стойкости. Повышение содержания алюминия более 82 % ведет к снижению содержания кремния, что негативно влияет на твердость поверхностной зоны, появляются локальные коррозионные поражения и устойчивость к сульфиднооксидной коррозии снижается. Снижение содержания кремния менее 10 % является нецелесообразным, а повышение его более 12 % при высоком содержании алюминия приводит к образованию силицидов, которые негативно влияют на пластичность покрытия и снижают термостойкость изделий.

При одновременном насыщении изделий из никелевых сплавов алюминием, хромом и кремнием, содержание хрома более 10 % способствует уменьшению толщины слоев покрытия и твердости получаемых диффузионных слоев, потому что термодинамическая активность алюминия при формировании защитной пленки снижается. Снижение содержания хрома менее 8 % снижает стабильность покрытия, а также жаростойкость фазы NiAl, повышая при этом ее склонность к мартенситным превращениям, которые в свою очередь снижают устойчивость покрытия и изделия против сульфидно-оксидной коррозии. Второй слой, содержащий порошок алюминия, хрома и тантала играет роль барьера. Снижение содержания хрома менее 24 % приводит к недостаточному для эффективной защиты изделия от сульфидно-оксидной коррозии легированию интерметаллидов NiAl, образующихся в первом и третьем слоях. Содержание хрома более 26 % вызывает образование хрупкого интерметаллидного соединения (хром-алюминий), что значительно снижает термостойкость покрытия.

Снижению термостойкости способствует также повышение содержания тантала более 12 % (вследствие образования избыточного количества силицидов и карбидов). При содержании тантала менее 10 % в процессе эксплуатации эффективность действия диффузионного барьера снижается и образующиеся соединения тантала не противостоят растворению покрытия. При этом снижается его устойчивость к сульфидно-оксидной коррозии.

Соотношение слоев по толщине 1:0,5:1—1:1:1 обеспечивает равномерность распределения легирующих элементов в диффузионных слоях, формирование покрытия без заметного проникновения компонентов покрытия в глубь изделия и элементов матрицы в покрытие, за счет чего повышается термостойкость и долговечность изделия, его устойчивость против сульфидно-оксидной коррозии.

Если соотношение толщин первого и третьего слоев в пропорции будет более 1, перелегирование слоев алюминием, кремнием и хромом снизит термостойкость покрытия за счет образования избыточных силицидов Ni, Cr, Ti, W, Mo и их коагуляции. В случае соотношения толщин слоев менее 1, недостаточно образуется эвтектика Ni-Si и значительно снижается длительность ее существования. Также это приводит к диффузии хрома из основного металла в покрытие, что повышает его твердость и уменьшает термостойкость. При соотношении толшин второго слоя к первому и третьему менее 0,5, увеличивается вероятность необразования диффузионного барьера. Если соотношение толщин второго слоя к первому и третьему будет больше 1, увеличивается вероятность появления пористости и хрупкости слоя, что снижает качество покрытия.

Сушка слоев способствует созданию условий для формирования оптимального состава покрытия в процессе диффузионного отжига. В случае сушки при температуре менее 300 °С в течение менее 10 минут, наблюдается задержка формирования слоя покрытия, что приводит к снижению качества диффузионного отжига. Увеличение температуры сушки более 320 °С и длительности более 20 минут не способствует улучшению качества покрытия, но ведет к увеличению энергетических затрат.

Проведение диффузионного отжига в два этапа обусловлено следующим. На первом этапе выполняется первичная термическая стабилизация покрытия, за счет подплавления алюминия, и создание твердых компонентов покрытия. При температуре менее 650 °С и длительности менее 20 минут, не происходит эффект связывания порошков в слоях, что негативно влияет на кинетику формирования первого слоя покрытия. Также не успевают завершиться адгезионные и поверхностные диффузные процессы твердых компонентов. Увеличение температуры свыше 680 °С и длительности более 30 минут приводит к ускорению диффузионных процессов в слоях и не способствует предварительной термической стабилизации покрытия в целом.

При охлаждении со скоростью более 70 °С в минуту происходит выделение мелкодисперсной упрочняющей фазы, что отрицательно влияет на термодинамические параметры структуры покрытия, снижая его термостойкость. Охлаждение со скоростью менее 60 °С в минуту приводит к коагуляции основной упрочняющей фазы при этом не обеспечивается ее необходимая бимодальность.

Для повышения эффективности диффузионного барьера соотношение содержания хрома к танталу должно находиться в пределах 3,3 : 4,6. При соотношении Cr : Та более 4,6, в диффузионной зоне образуются карбиды, а за счет избыточного количества элементов с объемноцентрированной кубической решеткой, возникают топологически плотноупакованные фазы, способствующие развитию мартенситного превращения интерметаллидов NiAl, что снижает пластичность и жаростойкость покрытия. При соотношении Cr: Та менее 3,3 упомянутые фазы, выделившиеся в диффузионной зоне, связывают значительное количество основных легирующих элементов сплава-основы, обедняя ними прилегающие к покрытию слоя у-твердого раствора и снижая тем самым эффективность укрепления твердого раствора сплава.

Рабочие лопатки ТВД ГТК-10И и ГТК-25И и образцы-свидетели из жаропрочных никелевых сплавов IN-738LC, ЗМИ-3У и ЗМИ-3УМ1 обрабатывали песком электрокорунда зернистостью 24...40 мкм, для обеспечения шероховатости Ra 1,25, что способствует равномерности покрытия по всей поверхности с отклонением не более 5 %. Затем детали обезжиривали в ацетоне. Готовили суспензию из смеси дисперсных порошков. Первый и третий слои на образцах различных вариантов содержали алюминий, кремний и хром, а второй слой – алюминий, хром и тантал в определенных количествах при различном соотношении толщин слоев. В качестве органической жидкости было опробовано два состава: хромато-фосфатный типа ПМС-182 и нитроклетчатка на коллоксилине типа «биндер» при соотношении металлической составляющей в «жидкости» 1 : (1,5...3,0) и 1 : (2,0...4,0) соответственно. Предпочтение отдали «жидкости» ПМС-182, которая обеспечивала более высокую прочность шликера. Для равномерного распределения компонентов каждый слой подвергали сушке в электропечи ОКБ 8115 при температуре 300...320 °C в течение 10...20 минут.

Лопатки с полученным исходным покрытием нагревали в вакуумной электропечи «Ulvac» при остаточном давлении не более 10<sup>-4</sup> мм рт. ст. (0,0133 Па) и выдерживали при температуре 650...680 °С в течение 2030 минут. При температуре нагрева ниже 650 °С и выдержке менее 20 минут не происходит полная дегазация покрытия и не обеспечивается равномерное распределение компонентов по объему, что приводит к ухудшению качества покрытия.

Диффузионный отжиг лопаток из сплава IN-738LC проводили при 1160 °C в течение 2 часов, из сплава ЗМИ-ЗУ – при 1180 °C, 3 часа и из сплава ЗМИ-ЗУМ1 – при 1200 °C, 4 часа.

Для определения термостойкости с пера лопаток вдоль всего сечения вырезали образцы шириной 30 мм. Термостойкость оценивали по количеству циклов нагрева — охлаждения от 20 до 1000 °С до появления трещин.

Для испытаний на сульфидно-оксидную коррозию из вышеперечисленных сплавов отливали образцы диаметром 10 мм и длиной 12 мм, которые полностью проходили весь технологический цикл нанесения покрытия. После предварительного обезжиривания, измерений и взвешивания на аналитических весах с точностью  $\pm 0,0005$  г, образцы методом полупогружения размещали в керамические тигли с расплавом солей (90 % Na<sub>2</sub>SO<sub>4</sub> + 10 % NaCl). Одновременно проводились коррозионные испытания образцов с нанесением на их поверхность синтетической золы в количестве 12 мг/см<sup>2</sup>, имитирующий продукты сгорания газотурбинного топлива, следующего состава: 66,2 % Na<sub>2</sub>SO<sub>4</sub>; 20,4 % Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>; Ni 8,3 %; Ca 3,3 % V<sub>2</sub>O<sub>5</sub> 1,8 % (по массе), которые содержались и выдерживались в печи на платформе из огнеупорного материала в воздушной среде. Испытания в обоих коррозионных средах проводили при температуре 950 °С в течение 50 часов.

Распределение компонентов в покрытии и фазовый анализ исследовали на приставке JED-2300 с системой энергодисперсионного микрорентгеноспектрального анализа растрового электронного микроскопа JEOL JSV-6360LA.

После сушки изделия с нанесенным покрытием нагревали, а затем подвергали диффузион-

ному отжигу. Параллельно изготовили образец с однослойным покрытием, согласно [3]. Результаты сравнительных испытаний приведены в таблице 2.

Металлографические исследования показали, что в образцах, первый и третий слои покрытия которых содержали 78...28 % алюминия, 10...12 % кремния и 8...10 % хрома, второй слой — 62...66 % алюминия, 24...26 % хрома и 1012 % тантала при

**Таблица 2** — Термостойкость (количество циклов до образования трещины) и стойкость против высокотемпературной коррозии в синтетической золе при 950 °C в течение 50 часов опытных образцов при различном соотношении толщины слоев покрытия

Вариант	Соотношение толщины	Термостойкость образцов из сплавов, циклов			Стойкость против ВТК образцов из сплавов, $\overline{V_q}$ 10 <sup>4</sup> г/м <sup>2</sup> с			
	слоев	IN-738LC	ЗМИ-ЗУ	ЗМИ- ЗУМ1	IN-738LC	ЗМИ-ЗУ	ЗМИ-ЗУМ1	
1	1:0,2:1	980	930	1000	4,9	5,0	4,6	
	1:0,5:1	1000	970	1000	4,1	4,2	3,7	
	1:1:1	1000	1000	1000	3,6	3,9	3,2	
	1 : 1,5 : 1	930	900	970	4,5	4,6	4,0	
	2:1:0,2	870	810	900	4,9	5,3	4,7	
	0,2:1:2	810	780	860	5,2	5,8	4,0	
	1:0,2:1	1450	1500	1500	3,8	4,1	3,6	
	1:0,5:1	1500	1500	1500	2,1	2,3	2,0	
2	1:1:1	1500	1500	1500	2,0	2,1	1,8	
2	1:1,5:1	1200	1200	1250	3,7	4,2	3,6	
	2:1:0,2	1000	960	1100	4,0	4,2	3,7	
	0,2:1:2	830	900	920	4,7	5,1	4,6	
	1:0,2:1	1400	1350	1450	3,9	4,2	3,8	
	1:0,5:1	1500	1500	1500	2,0	2,3	1,9	
3	1:1:1	1500	1500	1500	2,1	2,3	1,7	
5	1:1,5:1	1020	1040	1100	3,4	3,7	3,2	
	2:1:0,2	910	970	1000	4,2	4,5	4,0	
	0,2:1:2	830	900	920	4,4	4,8	4,3	
	1:0,2:1	980	930	1000	4,9	5,0	4,6	
	1:0,5:1	1000	970	1000	4,1	4,2	3,7	
4	1:1:1	1000	1000	1000	3,6	3,9	3,2	
	1:1,5:1	930	900	970	4,5	4,6	4,0	
	2:1:0,2	870	810	900	4,9	5,3	4,7	
	0,2:1:2	810	780	860	5,2	5,8	4,0	
	1:0,2:1	930	870	950	5,2	5,3	4,9	
	1:0,5:1	970	910	1000	4,2	4,4	3,5	
5	1:1:1	980	930	1000	3,9	4,1	3,4	
5	1:1,5:1	940	890	950	5,0	5,1	4,7	
	2:1:0,2	810	870	890	5,7	5,9	5,1	
	0,2:1:2	650	620	690	5,9	6,1	5,2	
	1:0,2:1	910	870	960	6,4	6,7	5,8	
	1:0,5:1	970	940	1000	5,1	5,3	4,2	
6	1:1:1	1000	960	1000	5,2	5,6	4,5	
Ŭ	1:1,5:1	940	870	960	6,1	6,9	5,4	
	2:1:0,2	760	780	810	7,1	7,6	5,7	
	0,2:1:2	730	690	760	7,7	8,2	6,1	
	1:0,2:1	890	810	930	5,2	5,4	4,7	
	1:0,5:1	910	880	940	4,6	4,9	4,1	
7	1:1:1	920	900	940	4,4	4,7	3,8	
'	1:1,5:1	790	760	800	5,8	6,1	4,9	
	2:1:0,2	670	620	720	6,3	6,5	5,5	
	0,2:1:2	650	590	680	6,9	7,2	5,9	
Одно	слойное [3]	740	710	790	4 8	5.1	3.9	
толщиной 90 мкм		/ 10	/10	170	-,0	5,1	5,7	

соотношении слоев по толщине 1:0,5:1-1:1:1(варианты № 1-3) на границе покрытия с основанием отсутствуют поры и пустоты, а само покрытие прочно связано с основой по всей поверхности изделия.

Количество нагревов — охлаждений данных опытных образцов от 20 до 1000 °С до появления трещин составило 1500 циклов, а образца с однослойным покрытием, согласно [3] — 710...790 циклов (см. табл. 2). Таким образом, термостойкость изделий с разработанным трехслойным покрытием оказалась выше более чем в 2 раза. Стойкость против сульфидно-оксидной коррозии опытных образцов, по сравнению с однослойным покрытием, согласно [3], повысилась в 3 раза (табл. 2).

При других соотношениях толщины слоев и составах насыщающих смесей (варианты 4, 5, 6, 7) термостойкость и устойчивость к сульфидно-оксидной коррозии опытных образцов с покрытиями отличаются от соответствующих показателей образца с известным однослойным покрытием незначительно (табл. 2).

## Выводы

Таким образом, разработанный способ включает подготовку поверхности, приготовление и нанесение трех слоев суспензии, диффузионный отжиг и очистку.

Состав суспензии, по слоям следующий (% по массе) [7]: первый и третий слои — 78...82 алюминия, 10...12 кремния, 8...10 хрома; второй слой — 62...66 алюминия, 24...26 хрома, 10...12 тантала.

Слои наносят при соотношении толщин от 1 : 0,5 : 1 до 1 : 1 : 1 и сушат каждый при температуре 300...320 °С в течение 10...20 минут. Диффузионный отжиг проводят в два этапа: 1-й при температуре 650...680 °С в течение 2030 минут, 2-й при температуре 1050...1200 °С в течение 24 часов, охлаждение со скоростью 60...70 °С в минуту. Соотношение суммарного содержания хрома к танталу должно находиться в пределах 3,3...4,6.

Использование разработанного способа, в сравнении с известными, позволяет увеличить толщину наносимого покрытия больше чем в 2 раза; обеспечить равномерное распределение легирующих элементов в диффузионном слое; увеличить структурную стабильность и пластичность покрытия; увеличить термостойкость и долговечность работы материала отливок в 1,5...2,0 раза; уменьшить количество ремонтных комплектов деталей турбин.

#### Список литературы

- Каблов Е. Н. 75 лет. Авиационные материалы. Избранные труды «ВИАМ» 1932 — 2007. Юбилейный научно-технический сборник; под общ. ред. акад. РАН Е. Н. Каблова. — М.: ВИАМ, 2007. — 438 с.
- Заявка Германии № 3246504, С23С7/00 Коррозионностойкое защитное покрытие. Заявл. 16.12.82.
- Кононов В. В. Повышение долговечности деталей ГТУ в условиях высокотемпературной коррозии / В. В. Кононов // Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні. – 1998. – С. 27–29.
- Симс Ч. Жаропрочные сплавы / Ч. Симс, В. Хагель. – М. : Металлургия, 1976. – 568 с.
- 5. Патент 77606. Україна, С22С19/05. Ливарний жароміцний корозійностійкий нікелевий сплав / А. Г. Андрієнко, С. В. Гайдук, В. В. Кононов та ін. заявл. 04.08.05, № а 200507748. опубл. 15.12.06. Бюл. № 12.
- Патент 80699. Україна, С22С 19/05. Ливарний жароміцний корозійностійкий нікелевий сплав / А. Г. Андрієнко, С. В. Гайдук, В. В. Кононов та ін. – заявл. 21.10.04, № 20041008594. – опубл. 25.10.07. – Бюл. № 17.
- Патент 48240, Україна, МПК<sup>6</sup> С23С10/00 С23С28/00. Спосіб одержання виробів з корозійностійким високотемпературним покриттям / А. Д. Коваль, А. Г. Андрієнко, С. В. Гайдук, В. В. Кононов [та ін.] : заявник і патентовласник Запорізький нац. техн. ун-т; заявл. 21.09.2009, № и 200909664; опубл. 10.03.2010, Бюл. № 5.

Поступила в редакцию 18.10.2012

Кононов В.В., Гнатенко О.В., Гайдук С.В., Наумик В.В. Розробка складу корозійностійкого захисного покриття та засобу його нанесення на виливки із жароміцних нікелевих сплавів

Розроблено склад тришарового корозійностійкого високотемпературного захисного покриття та засобу його нанесення на виливки з жароміцних нікелевих сплавів, що забезпечують термостійкість більш ніж в 2 рази вищу від відомих одношарових покриттів, структурну стабільність, пластичність та в 3 рази більшу стійкість в умовах сульфідно-оксидної корозії. Розроблений засіб включає підготовку поверхні, приготування та нанесення трьох шарів суспензії, дифузійний відпал та очищення.

**Ключові слова:** лопатки, жароміцний нікелевий сплав, корозійностійке захисне покриття, зразки, термостійкість, структурна стабільність, пластичність, сульфідно-оксидна корозія, підготовка поверхні, дифузійний відпал. Kononov V., Gnatenko O., Gayduk S., Naumik V. Development of protective corrosion resistant coating and method of coating application on castings of high-temperature nickel alloys

This paper gives the description of three-layer structure of high-temperature corrosionresistant protective coating and method of coating application on castings of heat-resistant nickel alloys which provide thermal stability 2 times greater than that of single-layer coatings, structural stability, plasticity, and 3 times greater than resistance under conditions of sulfide-oxide corrosion. The obtained method includes preparation of surface, preparation and application of three suspension layers, diffusion annealing and cleaning.

**Key words:** blades, heat-resistant nickel alloy, corrosion-resistant protective coating, samples, heat stability, structural stability, plasticity, sulfide-oxide corrosion, surface preparation, diffusion annealing.

## УДК 669.721.5

## Ю. О. Зеленюк, д-р техн. наук В. А. Шаломєєв, М. М. Зінченко, д-р техн. наук Е. І. Цивірко

Запорізький національний технічний університет, м. Запоріжжя

# ВПЛИВ ІНТЕРМЕТАЛІДІВ НА ВЛАСТИВОСТІ ЛИТОГО СПЛАВУ МЛ-5 З НЕОДИМОМ

Досліджували вплив неодиму в литому магнієвому сплаві Мл-5 на його структурні складові та корозійну стійкість в водних розчинах хлористого натрію. Встановлено, що корозійна стійкість сплаву залежить від вмісту неодиму і зростає зі збільшенням кількості інтерметалідів в сплаві, а також зменшується з підвищенням концентрації хлористого натрію в розчині.

**Ключові слова:** магнієвий сплав, неодим, інтерметалід, швидкість корозії, межа міцності, мікротвердість, жароміцність.

Сплави на основі магнію, маючи низьку питому вагу та добрі механічні властивості, все частіше використовуються в авіаційному і автомобільному двигунобудуванні. Основним недоліком литих магнієвих сплавів є підвищена схильність їх до корозії. Потрібні цілеспрямовані дослідження корозійних властивостей магнієвих сплавів.

Раніш проведені дослідження [1] показали, що покращення корозійної стійкості спостерігається при введенні в магнієвий сплав рідкісноземельних елементів, серед яких заслуговує певної уваги такий елемент як неодим.

Неодим, що має близькі до Mg значення атомного радіусу, електровід'ємності і може утворювати з магнієм тверді розчини, незначно впливаючи на кристалічну гратку матриці, що може змінити показники корозійної стійкості (табл. 1).

В даній роботі вивчали вплив інтерметалідів на механічні та корозійні властивості литого магнієвого сплаву Мл-5 з різним вмістом неодиму.

Магнієвий сплав Мл-5 (% мас.): (8,62 Al; 0,32 Zn; 0,26 Mn; 0,030 Si; 0,016 Fe; 0,02 Cu; зал.Mg) виплавляли в індукційній тигельній печі ІПМ-500 за серійною технологією. Розплав рафінували флюсом Bİ-2(4048% MgCl<sub>2</sub>; 3040 % KCl; 5 % BaCl<sub>2</sub>; 35 % CaF<sub>2</sub>) у роздавальній печі, з якої порціонно відбирали ковшем розплав і вводили у нього магній — неодимову лігатуру (вміст неодиму до 14 %) з розрахунком отримати у сплаві 0; 0,05; 0,1; 1,0 % (по масі) неодиму. Розплав з температури 730  $\pm$  5 °C заливали в піщано-глинисті форми і одержували для механічних випробувань стандартні зразки діаметром 12 мм, які проходили термічну обробку в печах типу Бельв'ю і ПАП-4М по режиму: нагрівання до 415  $\pm$  5 °C, витримка 15 годин, охолоджування на повітрі і старіння при 200  $\pm$  5 °C витримка 8 годин, охолоджування на повітрі. Механічні властивості зразків із магнієвих сплавів визначалися на розривній машині «INSTRUN» 2801 за ГОСТ 1497-84 і ГОСТ 2856-79.

Методами якісної та кількісної (метод «П» і «Л» ГОСТ 1778 — 70) металографії вивчали структурні складові сплавів на оптичному мікроскопі «Neophot 32» після травлення шліфів реактивом: 1 % азотної кислоти, 20 % оцетової кислоти, 19 % дистильованої води, 60 % етиленгликоля. Хімічний аналіз структурних складових магнієвих сплавів вивчали на електронному мікроскопі — мікроаналізаторі з енергодисперсійною приставкою PEMMA 202M і PEM 161.

Для корозійних досліджень із зруйнованих після механічних випробувань зразків виготовляли заготовки розмірами Ø10 × 6 мм на токарному верстаті, не допускаючи використання мастила, емульсії та місцевих перегрівів. Заготовки після токарної обробки зачищали наждачним папером з дрібним зерном, одержуючи шорсткість

**Таблиця 1** — Атомні радіуси (Аг), електровід'ємність елементів (Е/В), нормальний електродний потенціал (Е<sup>0</sup>) Nd, Al та співвідношення їх по відношенню до магнія [2–4]

Елемент	Аг <sub>Ел.</sub> , пм	$(Ar_{Mg}$ - $Ar_{E\pi.)/}$ $Ar_{Mg}$ , %	E/B <sub>Ел.</sub>	Е/В <sub>Мд</sub> - Е/В <sub>Ел.</sub>	$E^0$ , B
Mg	160	-	0,56	-	-2,37
Nd	182	-13,8	0,95	-0,39	-2,32
Al	143	10,6	0,61	-0,05	-1,66

© Ю. О. Зеленюк, В. А. Шаломєєв, М. М. Зінченко, Е. І. Цивірко, 2013

поверхні не гірше Ra ≤ 2,5 мкм (ГОСТ 9.019-74). Заготовки обмірювали штангенциркулем з точністю до 0,1 мм і зважували їх на аналітичних вагах АДВ-200 з точністю до 0,0001 г.

Корозійні випробування проводили в водних розчінах з вмістом 0,7, 0,9 та 3,0 % NaCl при температурі 36  $\pm$  1,0 °C, стабільність якої забезпечувалась ультратермостатом УТ-15. Зразки перед розміщенням в розчини знежирювали етиловим спиртом. Після випробувань зразки виймалися з розчину, з їх поверхні видаляли продукти корозії хромовим ангідридом, у якому зразки витримували при температурі 18...25 °C на протязі 1...5 хв, промивали у проточній та дистильованій воді, висушували та зважували на вагах АДВ-200.

Втрату маси зразка  $\Delta m$ , г/м<sup>2</sup> розраховували по формулі (1):

$$\Delta m = \frac{m_0 - m_1}{S}, \, \Gamma/M^2 \tag{1}$$

де *m*<sub>0</sub> – вага зразка до випробування, г;

*m*<sub>1</sub> — вага зразка після випробування і видалення продуктів корозії, г;

*S* – площа поверхні зразка до випробування, м<sup>2</sup>.

Швидкість корозії K, г/(м<sup>2</sup>·д) розраховували по формулі (2):

$$K = \frac{\Delta m}{\tau}, \, \Gamma/(M^2 \cdot \Lambda)$$
 (2)

де τ − тривалість випробування, діб.

Для кожного складу магнієвого сплаву визначали корозійну стійкість впродовж 3, 5, 7, 10, 20, 30 діб й розраховували її середнє значення по даним 6...15 випробувань.

Металографічні дослідження показали, що структура стандартного сплаву Мл-5 складалася з  $\delta$  – твердого розчину, інтерметалідів ( $\gamma$ - фази Mg<sub>17</sub>Al<sub>12</sub>) та евтектики типу  $\delta$  +  $\gamma$ (Mg<sub>17</sub>Al<sub>12</sub>), яка розташовувалася по границях зерен (рис. 1, *a*). При додаванні неодиму у кількості 0,05...0,1 % (мас.) у сплаві Мл-5 зменшувалися кількість евтектики, розмір мікрозерна та відбувалося подрібнення інтерметалідної фази. При подальшому збільшенні вмісту неодиму присутність евтектичної фази в сплаві поступово збільшувалась (рис. 1,  $\delta$ - $\epsilon$ ). Мікрорентгеноспектральним аналізом магнієвого сплаву з вмістом 1% (ваг.) Nd встановили, що у складі інтерметалідної фази міститься Н $\approx$  30,0 %(мас.) Nd.

Встановлено, що з підвищенням вмісту Nd у сплаві збільшувалася кількість інтерметалідної фази. Так при вмісті 0,05 % (мас.) Nd в сплаві в порівнянні із стандартним складом доля інтерметалідів з розмірами менше 4 мкм збільшувалася в 2,5 рази, розмірами від 4 до 8 мкм, майже у 3 рази, з розмірами від 8 до 15 мкм — в 6 разів, а інтерметаліди з розмірами більше 15 мкм були відсутні (табл. 2). При збільшенні вмісту неодиму з 0,05 до 1,0 % (мас.) середній розмір інтерметалідів змінювався від 4,1 до 6,78 мкм (середній розмір інтерметалідів стандартного сплаву скла-



**Рис. 1.** Мікроструктура зразків зі сплаву Мл-5 (a, b, e) з Nd (× 100): a – стандартний сплав, b – 0,05 % Nd, e – 0,1 % Nd, e – 1,0 % Nd

дав 3,2 мкм). В той же час з підвищенням концентрації неодима у сплаві спостерігалося значне збільшення кількості інтерметалідів в розмірній групі від 8 до 15 мкм.

Порівняльний аналіз швидкості корозії зразків вивчаємих варіантів магнієвого сплаву показав, що з підвищенням вмісту неодиму в сплаві Мл-5 з 0 до 0,05 % (мас.) швидкість корозії в усіх розчинах зменшувалась у 2,5 рази, але при збільшенні в розчині хлористого натрію з 0,7 до 3,0 % помітно збільшується швидкість корозії сплаву (табл. 3). Збільшення вмісту Nd до 0,1 % (мас.) помітно не змінювало швидкість корозії. Подальше зростання вмісту Nd до 1,0 % (мас.) значно зменшувало швидкість корозії в усіх розчинах майже у 10 разів. Спостерігається певна залежність між кількістю, хімічним складом інтерметалідної фази та швидкістю корозії. Так, зниження швидкості корозії можна пов'язати з суттєвою зміною хімічного складу інтерметалідів, які у гальванічній парі δ- твердий розчин — інтерметалідна фаза відіграють роль катода. Збільшення кількості інтерметалідної фази з неодимом зменшує негативний вплив алюмінію в сплаві на швидкість корозії.

Вивчали залежності механічних властивостей легованого сплаву Мл-5 від розміру і кількості інтерметалідів (рис. 4). Встановили, що із збільшенням кількості інтерметалідів межа міцності, жароміцність та мікротвердість матриці підвищувались. Більший вплив згідно табл. 3 мають дрібні інтерметаліди, вміст яких значно змінюється при легуванні.

**Таблиця 2** — Кількісна оцінка інтерметалідів в зразках сплаву Мл-5 з неодимом (метод «Л» та «П» ГОСТ 1778-70)

Byjer Nd po2-	Об'ємний	Індекс	Кількі	Середній розмір				
рахунковий.	відсоток	інтерме-		в т.ч. в розмірних групах, мкм				інтерметалілів
% ваг	інтерметалідів, <i>V</i> ·10 <sup>-3</sup>	талідів, І·10 <sup>-3</sup>	Загальна	до 4	4,1–7,9	8–15	15,1–19	МКМ
0	246	3,8	60	36	22	2	0	3,20
0,05	396	13,3	162	90	60	12	0	4,10
0,1	432	13,4	136	52	66	18	0	4,93
1,0	513	29,5	218	55	82	76	5	6,78

Ì

Таблиця 3 — Швидкість корозії магнієвих сплавів в розчинах з різним вмістом хлористого натрію

Вміст Nd	Середня швидкість корозії в розчинах з NaCl, K, г/( м <sup>2</sup> *д)						
(розрахунковий), % мас.	Вміст NaCl у розчині, %						
	0,7	0,9	3,0				
0	85,40	219,4	472,9				
0,05	26,09	73,95	88,91				
0,1	41,1	78,37	211,3				
1,0	2,83	42,77	46,99				



Рис. 2. Вплив вмісту неодиму на швидкість корозії зразків із сплаву Мл-5

(-0.7% NaCl, -0.9% NaCl, -3.0% NaCl)

При випробуванні зразків сплаву Мл-5 в розчині з різним вмістом NaCl встановлені достовірні прямопропорційні лінійні залежності, між загальною кількістю інтерметалідів (N) та швидкістю корозії (K) (рис. 3).

$$K = 110,55 - 0,49$$
N,  $(r = 0,93)$ ,  $r/(M^{2*}A)$ ; (3)

$$K = 264, 6 - 1, 11$$
N, ( $r = 0, 93$ ),  $Γ/(M^{2*} Д)$ ; (4)

$$K = 574,5 - 2,56$$
N, ( $r = 0,87$ ), г/( $M^{2*}$ д). (5)



Рис. 3. Вплив кількості інтерметалідів (N) на швидкість корозії (K) сплаву Мл-5 з Nd

(-0.7% NaCl, -0.9% NaCl, -3.0% NaCl)

- 141 -



Рис. 4. Вплив об'ємного відсотка інтерметалідів на межу міцності, мікротвердість матриці та жароміцність сплаву Мл-5 з Nd (♦ – у<sub>В</sub>, ■ – HV, ▲ – т)

$$\sigma_B = 200,76 + 0,12V$$
, ( $r = 0,97$ ), MПa; (6)

$$HV = 1100,7 + 0,59V$$
, ( $r = 0,89$ ), од.; (7)

$$\tau = 51,3 + 0,33V$$
, ( $r = 0,93$ ), год. (8)

#### Висновки

1. На швидкість корозії литих зразків із магнієвого сплаву Мл-5 в водних розчинах хлористого натрію суттєво впливають його структурні складові, які обумовлені хімічним складом металу.

2. Введення неодиму в сплав Мл-5 помітно збільшувало його корозійну стійкість в водних розчинах хлористого натрія, за рахунок зміни складу, розмірів та кількості інтерметалідів.

 Зростання кількості і вмісту інтерметалідів в сплаві Мл-5 підвищили механічні властивості.

## Список літератури

- Структура, механические и физические свойства металлических материалов / Межвузовскй сборник научных трудов – М.: ВЗМИ, 1987. – 147 с.
- Юм-Розери. Структура металлов и сплавов / Юм-Розери, В. Рейнор. – М.: Металлургиздат, 1959. – 391 с.
- Гшнейднер К. А. Сплавы редкоземельных металлов / К. А. Гшнейднер. – М. : «Мир», 1965. – 185 с.
- Уоббер Дж. Металлургия и металловедение плутония и его сплавов / Дж. Уоббер. – Госатомиздат, 1962. – 102 с.

Поступила в редакцию 21.02.2013

### Зеленюк Ю.А., Шаломеев В.А., Зинченко М.Н., Цивирко Э.И. Влияние интерметаллидов на свойства литого сплава Мл-5 с неодимом

Исследовали влияние неодима в литом магниевом сплаве Мл-5 на его структурные составляющие и коррозионную стойкость в водных растворах хлористого натрия. Установили, что коррозионная стойкость сплавов зависит от содержания неодима и повышается с увеличением количества интерметаллидов в сплаве, а также уменьшается с повышением концентрации хлористого натрия в растворе.

**Ключевые слова:** магниевый сплав, неодим, интерметаллид, скорость коррозии, предел прочности, микротвердость, жаропрочность.

# Zelenyuk Yu., Shalomeyev V., Zinchenko M., Tsivirko E. Effect of intermetallic compounds on properties of cast Mл-5 alloy with neodymium

Effect of neodymium on structural constituents and corrosion stability of cast magnesium alloy  $M_{\Lambda}$ -5 in sodium chloride aqueous solutions is described. It was found that corrosion stability of alloys depends on content of neodymium and increases with increase of amount of intermetallic compounds in alloy, as well as decreases with increase of sodium chloride concentration in solution.

*Keywords:* magnesium alloy, neodymium, intermetallic compounds, corrosion velocity, strength limit, microhardness, heat stability.

УДК 669.295:621.792.3

## Канд. техн. наук А. В. Овчинников

Запорожский национальный технический университет, г. Запорожье

# ПРИМЕНЕНИЕ МАТЕРИАЛОВЕДЧЕСКОГО ПОДХОДА ДЛЯ ВОССТАНОВЛЕНИЯ ЛОПАТОК ВЕНТИЛЯТОРА ИЗ СПЛАВА ВТ3-1

Проведена экспериментальная апробация разработанного научно-практического подхода по восстановлению ответственных деталей ГТД из жаропрочных α + β- титановых сплавов на примере вентиляторных лопаток из сплава ВТЗ-1 двигателя Д-36. На основании результатов стендовых испытаний долговечности лопаток из сплава ВТЗ-1 установлено, что на долговечность восстановленных лопаток существенное влияние оказывает структура сварного ива. Применение СМК присадок опытного состава позволили формировать структуру сварного ива в сплаве ВТЗ-1 равноосного типа, близкую к структуре основного металла, и получить более качественные сварные ивы. Это обеспечило повышение долговечности на 20 % в сравнении с лопатками, восстановленными по серийной технологии.

Ключевые слова: титановые сплавы, сварка, лопатка, механические свойства.

Лопатки вентилятора относятся к наиболее повреждаемым деталям ГТД. В большинстве случаев, их повреждения представляют собой забоины на входной кромке пера лопатки [1]. На сегодняшний день существуют технологии восстановления поврежденных лопаток, которые включают заварку забоин или варку вставок методами сварки плавлением [1, 2]. Методы сварки плавлением приводят к изменению структуры сварного шва жаропрочных титановых сплавов в зоне ремонта, что существенно снижает уровень механических свойств и не обеспечивает ресурс восстановленной детали на уровне исходной детали. Автором разработан материаловедческий подход, основные аспекты которого состоят в формировании механических свойств в поврежденных участках сложных деталей с учетом их напряженно-деформированного состояния (НДС), путем дифференцированного формирования структуры сварных швов, а также снижения дефектов сварного шва за счет применения присадочных материалов в принципиально новом субмикрокристаллическом состоянии. Результаты исследований, приведенные в работах [3, 4], позволили реализовать основные аспекты предложенного подхода. На основании экспериментальных исследований сварных образцов α + β - титановых сплавов и теоретических расчетов НДС лопатки двигателя Д-36 установлена возможность повышения механических свойств сварных соединений и расширения зон возможного ремонта лопатки. Настоящая работа направлена на экспериментальную апробацию разработанного научно-практического подхода на натурных деталях - вентиляторных лопатках из сплава BT3-1 двигателя Д-36. Цель работы — повышение долговечности восстановленных лопаток с применением научно-практического подхода в сравнении с традиционными методами их восстановления.

### Методика

В качестве объекта испытаний были выбраны лопатки вентилятора из сплава ВТ3-1 газотурбинного двигателя Д-36.

Для реализации эксперимента использовались лопатки, снятые с эксплуатации по причине их повреждений. Сварку, механическую обработку и испытания проводили в условиях АО «Мотор Сич» в рамках хоздоговорной работы (№ гос. регистрации 0109U008904). Испытания на натурных лопатках выполняли, согласно методике [5], на вибрационном стенде ВЭДС-200 в соответствии с ГОСТ 25.502-79.

Для восстановления лопаток использовали аргонодуговую сварку (АДС) неплавящимся вольфрамовым электродом диаметром 1,8 мм на режимах  $I_{cg} = 180$ А,  $U_{cg} = 10$ В. Источник питания — ВД302, защитная среда — камера У6872-5306 с контролируемой атмосферой (аргоном). Применяли рекомендованный для сварки сплавов ВТЗ-1 присадочный материал в виде проволоки диаметром 1,8 мм из сплава ВТ20св (ГОСТ 27265-87). Согласно разработанному автором подходу, для обеспечения максимальной долговечности восстановленной лопатки необходимо использовать состав присадочных материалов, который формирует в сварном шве равноосный тип структуры. Поэтому согласно результатам ранее проведенных исследований [3] для присадочных

<sup>©</sup> А. В. Овчинников, 2013

материалов использовали опытный состав титанового сплава: 3,0...4 % Al; 0,12...0,20 %La; 0,01...0,02 %Y; 0,01...0,03 %B; ост. Ті (патент Украины № 71627). Для снижения дефектов сварного шва титановые сплавы опытного состава подвергали ИПД для формирования в них специальной СМК структуры [ 6, 7].

## Результаты исследований и их обсуждения

В качестве исходного варианта испытывали лопатки без повреждений с целью определения наиболее опасной зоны и величины их долговечности. Согласно результатам испытаний по четвертой изгибной форме при напряжении  $\sigma_{\text{max}} = 285 \text{ MПа}$  (амплитуда в точки контроля 2A = 7,4 мм) при частоте 1040Гц разрушение происходило при числе циклов  $N = 7.4 \times 10^6$ выше антивибрационной полки. Для испытаний востановленных лопаток необходимо было провести заварку участков лопатки с применением опытного состава и стандартных составов присадочных материалов. В наиболее напряженной зоне лопатки моделировали дефект в виде забоины. В качестве модельного дефекта выбраны наиболее частые повреждения на кромке лопатки в виде забоин [1]. При этом 70 % повреждений

имеют забоины глубиной 0,2...1,0 мм [2], а в ряде случаев их глубина может достигать 3 мм. Поэтому в качестве модельного дефекта выбрана забоина глубиной 3 мм, при этом толщина пера лопатки на такой глубине составляет около 2 мм. Место создания дефекта на пере лопатки выбирали таким образом, чтобы начало и последующее разрушение при приложенных нагрузках проходило по сварному шву. Согласно ранее проведенным исследованиям, наиболее нагруженной зоной лопатки является часть пера выше антивибрационной полки при условии, что нагружения прикладывают по четвертой изгибной форме (рис. 1, a).

После фрезерования забоины на торце лопатки, ее заваривали АДС, согласно технологической инструкции, действующей на предприятии с использованием двух составов присадочных материалов: опытный состав 3,6 %Al; 0,17 %La; 0,02 %B; 0,02 %Y и серийный состав проволоки из сплава BT20св (рис. 2).

После заварки выполняли шлифование, согласно действующим нормативным требованиям на предприятии, а сварные швы проходили люминесцентный контроль (рис. 3).



а – вид исходной лопатки; б – перо лопатки с модельным дефектом



Рис. 2. Вид лопатки после заварки забоины АДС:

а – лопатка с моделированными дефектами; б – надполочная часть лопатки после заварки моделированных дефектов


Рис. 3. Вид восстановленной лопатки методом АДС при люминесцентном излучении:

*a* – лопатка восстановленная с применением присадки опытного состава; *б* – лопатка восстановленная с применением присадки из сплава BT20

Как следует из приведенных данных сварные швы, полученные как опытной присадкой, так и присадкой стандартного состава не имели дефектов, которые могли бы оказать влияние на долговечность лопаток.

После окончательной механической обработки образцов, вырезанных из лопаток, проводили термическую обработку по технологии: отжиг: 840 °С в течение 1 часа. Результаты стендовых испытаний на долговечность по четвертой форме колебаний восстановленных лопаток приведены в таблице 1.

Как следует из анализа представленных данных, лопатки, восстановленные с применением опытного состава, имели долговечность близкую к долговечности исходных лопаток. При этом, долговечность лопаток, восстановленных с применением присадки состава ВТ20св, в среднем на 20 % ниже, чем долговечность лопаток, восстановленных с применением опытных присадок. Начало разрушения у всех лопаток происходило практически в одной зоне (рис. 4). Это можно объяснить максимальными напряжениями в этом участке лопатки для конкретных условий нагружения. При продолжении испытаний до разрушения лопаток установлено, что поверхность разрушения для всех лопаток имела вязкий усталостный характер (рис. 4, 5). В лопатках, полученных с применением присадки ВТ20св, вид разрушения имел менее равномерный характер, в котором прослеживались элементы развития трещины. Это, по-видимому, являлось следствием меньшей пластичности сварного шва, полученного присадкой ВТ20св.

В результате соприкосновения и трения при вибрационных испытаниях, образованных при разрушении поверхностей фрактограммы, имели нечеткий вид. Это усложнило анализ при высоких увеличениях характера развития трещины по структурным составляющим (рис. 5). Наиболее информативными являлись дефекты поверхности разрушения в виде пор и несплошностей. В частности, на поверхности исходных лопаток не обнаружены участки хрупкого разрушения или поры (см. рис. 5, *a*).

**Таблица 1** — Долговечность лопаток из сплава ВТ3-1, восстановленных методами АДС с присадочными материалами различного состава

Материал присадки	Долговечность до образования трещины, цикл	Отношение долговечности сварной лопатки <i>N<sub>ce</sub></i> к долговечности исходной лопатки ( <i>N</i> = 7,4·10 <sup>6</sup> при σ <sub>max</sub> =285 МПа)		
ВТ20 св	$5,7 \times 10^{6}$	0,78		
3,6 %Al; 0,17 %La; 0,02 %B; 0,02 %Y в СМК состоянии	$7,4.10^{6}$	1		





Рис. 4. Характерный вид разрушения лопаток после испытаний по четвертой изгибной форме



Рис. 5. Фрактограммы разрушения лопаток:

*а* – исходная лопатка; *б* – восстановленная лопатка с применением присадки состава ВТ20св; *в* – восстановленная лопатка с применением присадки опытного состава

Для лопаток, полученных с применением СМК присадок опытного состава, данные дефекты практически отсутствовали (см. рис. 5, в), а отдельные поры размером менее 5 мм практически не оказывали влияние на характер разрушения. Для лопаток, полученных с применением присадок состава BT20св, имели место поры размером до 15 мкм (см. рис. 5, б). Данные дефекты, согласно ранее приведенным результатам исследований, являлись следствием несовершенства структуры присадочных материалов (поры, химическая неоднородность). Таким образом, на долговечность восстановленных лопаток основное влияние оказывает структура сварного шва. В свою очередь, применение СМК присадок опытного состава позволили формировать структуру сварного шва в сплаве BT3-1 равноосного типа, близкую к структуре основного металла, и получить более качественные сварные швы, что обеспечило долговечность восстановленных лопаток на уровне исходных.

В целом, испытания, проведенные на натурных лопатках, подтвердили основные положения материаловедческого научно-практического подхода восстановления сложных деталей из жаропрочных α + β- титановых сплавов.

#### Выводы

1. Проведена экспериментальная апробация разработанного научно-практического подхода по восстановлению вентиляторных лопаток ГТД из жаропрочных α + β- титановых сплавов (сплав ВТ3-1) авиационного двигателя Д-36.

2. На основании результатов стендовых испытаний долговечности лопаток из сплава BT3-1 установлено, что на долговечность восстановленных лопаток основное влияние оказывает структура сварного шва. В свою очередь, применение СМК присадок опытного состава позволило формировать структуру сварного шва в сплаве BT3-1 равноосного типа, близкую к структуре основного металла и получить более качественные сварные швы. Это обеспечило повышение долговечности на 20 % в сравнении с лопатками, восстановленными по серийной технологии и обеспечило долговечность исходных лопаток.

#### Список литературы

- Восстановительный ремонт лопаток компрессора и вентилятора методом варки вставок. / Г. Б. Строганов, Б. Е. Карасев, Ю. В. Полоскин// Авиационная промышленность. – 1978. – № 2. – С. 24–28.
- Использование сварных технологий при изготовлении и ремонте ГТД / [Ю. С. Елисеев, Ю. Б. Мошкин, В. А. Поклад и др.] // Авиационная промышленность. – С. 12–15.
- Овчинников А. В. Формирование структуры в сварных швах жаропрочных титановых сплавов путем модифицирования / А. В. Овчинников // Строительство, материаловедение, машиностроение: сб. научн. трудов – Днвск, 2012. – Вып. 64. – С. 359–366.
- Овчинников А. В. Применение субмикрокристаллических титановых сплавов для ремонта методами сварки деталей авиадвигателей / А. В. Овчинников // Автоматическая сварка. – 2012. – №2 (706). – С. 21–25.
- Богуслаев В. А. Технологическое обеспечение и прогнозирование несущей способности деталей ГТД / В. А. Богуслаев, В. К. Яценко, В. О. Притченко. – К., 1993. – 333 с.
- Винтовая экструзия процесс накопления деформации / [Я. Е. Бейгельзимер, В. Н. Варюхин, Д. В. Орлов, С. Г. Сынков.]. – Донецк: Фирма ТЕАН, 2003. – 87с.
- Пат. № 46999 Украина. Способ упрочнения материала и устройство для его осуществления / Сынков С. Г., Варюхин В. Н., Сынков В. Г. и др. ; заявитель и патентообладатель Дон ФТИ НАН Украины. — заявл. 12.04.2001 ; опубл. 15.05.2001.

Поступила в редакцию 22.02.2013

### Овчинников О.В. Використання матеріалознавчого підходу для відновлення лопаток вентилятору зі сплаву ВТЗ-1

Проведено експериментальну апробацію розробленого науково-практичного підходу по відновленню відповідальних деталей ГТД з жароміцних α + β- титанових сплавів на прикладі лопаток вентилятору зі сплаву ВТЗ-1 двигуна Д-36. На підставі результатів стендових випробувань довготривалості лопаток із сплаву ВТЗ-1 встановлено, що на довговічність відновлених лопаток істотно впливає структура зварного шву. Вживання СМК присадок дослідного складу дозволили формувати структуру зварного шву в сплаві ВТЗ-1 рівновісного типу, близьку до структури основного металу, і отримати якісніші зварні шви. Це забезпечило підвищення довготривалості на 20% порівняно з лопатками, відновленими за серійною технологією.

Ключові слова: титанові сплави, зварювання, лопатка, механічні властивості.

# Ovchinnikov A. Application of materials scientific approach for restoration of fan blades made of BT3-1 alloy

The devised scientific and practical approach to restoring GTD critical parts made of hightemperature  $\alpha + \beta$  - titanium alloys was tested experimentally. For testing use was made of fan blades of  $\mathcal{A}$ -36 engine made of BT3-1 alloy. Bench tests of durability of BT3-1 alloy blades showed that weld structure has significant effect on blades life. Use of CMK additives with experimental composition enabled to form weld structure of equiaxial type, close to that of basic metal, and to improve welds quality. The above approach made it possible to increase durability by 20% as compared with blades restored in accordance with serial technology.

Key words: titanium alloys, welding, blade, mechanical properties.

# УДК 669.295:616.728.2

## Канд. техн. наук Д. В. Павленко, Д. В. Ткач, д-р техн. наук А. Я. Качан

Запорожский национальный технический университет, г. Запорожье

# ПРИМЕНЕНИЕ СПЛАВА ВТ1-0 В СУБМИКРОКРИСТАЛЛИЧЕСКОМ СОСТОЯНИИ ДЛЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ НАГРУЖЕННЫХ ЭЛЕМЕНТОВ ЭНДОПРОТЕЗА ТАЗОБЕДРЕННОГО СУСТАВА

Приведены результаты расчета коэффициентов запаса прочности проксимального модуля тазобедренного сустава, изготовленного из различных титановых сплавов. Показано, что использование биосовместимого сплава BT1-0 в субмикрокристаллическом состоянии позволяет обеспечить необходимый уровень комплекса механических свойств при изготовлении высоконагруженных элементов эндопротезов.

**Ключевые слова:** эндопротез тазобедренного сустава, титановый сплав, субмикрокристаллическая структура, метод конечных элементов, коэффициент запаса прочности.

#### Введение

Заболевание суставов человека часто приводит к необходимости выполнения операций эндопротезирования, поскольку в ряде случаев это является эффективным и единственным способом восстановления утраченной функции конечности[1, 2]. Существует большое количество моделей эндопротезов, которые изготавливаются в основном из нержавеющих сталей, титановых и кобальтовых сплавов. Одним из наиболее ответственных и нагруженных является эндопротез тазобедренного сустава (ТБС). Основной функцией бедренного компонента эндопротеза ТБС является прочная фиксация в кости и обеспечение сопротивления различного рода нагрузкам, которые передаются на кость, не создавая при этом в ней напряжений, приводящих к разрушению (рис. 1).

В мире достигнуты значительные успехи в области создания эффективных конструкций подобных имплантатов [4–6], но за последние 15 лет так и не удалось существенно увеличить сро-



Рис. 1. Эндопротез тазобедренного сустава [3]

© Д. В. Павленко, Д. В. Ткач, А. Я. Качан, 2013

ки их функционирования в организме больного. В среднем протезированный сустав при всех благоприятных условиях эксплуатируется не более 15-20 лет [6], что в большей мере связано с физиологическими изменениями состояния костной ткани. Однако немаловажным является и вопрос функционирования самого эндопротеза с точки зрения сопротивления конструкции внешним нагрузкам. Учитывая широкий спектр различного рода напряжений, возникающих в конструкции за весь цикл эксплуатации, и специфику среды, в которую она помещена, можно установить ряд обязательных требований к выбираемому материалу. В первую очередь, он должен обладать высокой биосовместимостью, поскольку невыполнение этого условия ведет к иммунной реакции на материал и возникновению асептической нестабильности компонентов эндопротеза, что особенно актуально при бесцементном эндопротезировании ТБС. Немаловажными являются и прочностные характеристики материала имплантата, определяющие его запасы прочности, и, по возможности, снижающие его массу.

Основной особенностью изготовления имплантатов различных типов является как раз противоречие между основными требованиями, предъявляемыми к материалу. Широко используемые в ортопедии и травматологии биосовместимые материалы, обладающие высоким уровнем реактогенности, реактивности и благоприятным генерализованным (системным) влиянием на организм, зачастую оказываются неспособными выдерживать нагрузки, действующие на эндопротез. В тоже время высокопрочные конструкционные материалы не обладают всем спектром свойств, характерным биоматериалам, и, таким образом, их применение наносит непоправимый вред здоровью человека.

Указанное противоречие разрешается путем некоторого компромисса между прочностью и биосовместимостью ценой которого, в конечном итоге, является здоровье пациента. Анализ литературных данных показывает, что высоконагруженные элементы эндопротеза ТБС в Украине и в мире наиболее часто изготавливают из сложнолегированных титановых сплавов ВТ6, ВТ3-1, ВТ8, Ti-6Al-4V или Ti-6Al-7Nb и их аналогов [7, 8]. Такой подход хотя и обеспечивает требуемую прочность протеза, но оказывает негативное генерализованное воздействие на организм человека. Оно проявляется на функционировании удаленных от имплантата органов и систем, накапливаясь в тканях. Например, микропримеси в чистом титане типа железа и хлора, а также легирующие компоненты титановых сплавов, такие как ванадий и алюминий не только снижают биосовместимость, но и могут оказывать токсическое воздействие на организм человека [6]. В тоже время механические свойства (в частности модуль упругости) таких сплавов значительно отличаются от свойств окружающей костной ткани.

Таким образом, проблема выбора материала имплантатов и, в частности, эндопротеза ТБС остается весьма важной и актуальной. Одним из наиболее широко применяемых в ортопедии материалов, в котором достаточно хорошо согласуются практически все предъявляемые требования, является сплав ВТ1-0. Однако его использование при изготовлении высоконагруженных эндопротезов может быть ограничено недостаточным уровнем таких механических свойств как предел текучести, предел прочности, предел выносливости и т. д. Следовательно, необходимы новые подходы для повышения эксплуатационных свойств технически чистого титана, что дало бы возможность использовать его для изготовления более широкой номенклатуры изделий ортопедии. Перспективным направлением повышения эксплуатационных свойств титана BT1-0 является формирование субмикрокристаллической структуры методами интенсивной пластической деформации [9-11], в частности, винтовой экструзией [12]. В результате многократного воздействия на заготовку пластической деформации сдвига под давлением, в металле формируется субмикрокристаллическая структура, что сопровождается повышением комплекса механических свойств и изменением механизмов разрушения. Полученный таким образом материал обладает более высокими прочностными свойствами, сохранив при этом тот же уровень биосовместимости.

Таким образом, целью данного исследования являлась оценка возможности применения титанового сплава ВТ1-0 в субмикрокристаллическом состоянии для изготовления высоконагруженных элементов эндопротеза ТБС.

Оценивались запасы прочности высоконагруженных элементов эндопротеза ТБС, изготовленных из различных титановых сплавов.

Объектом исследования являлись элементы бедренного компонента эндопротеза: проксимальный модуль ножки ревизионной модульной бесцементной фиксации и ножка бесцементного эндопротеза клиновидная разработки ТБС «Мотор Сич ЭТБС» [7]. Для анализа выбраны наи-



**Рис. 2.** Общий вид ножки ревизионной модульной бесцементной фиксации (*a*) и ее проксимальный модуль (*б*), а также ножка бесцементного эндопротеза клиновидная (*в*) [7]

меньшие по типоразмеру нагруженные элементы эндопротеза ТБС: проксимальный модуль (рис. 2, *a*) типоразмера d18L45 (рис. 2,  $\delta$ ) и ножка бесцементного эндопротеза клиновидная (рис. 2, *в*) типоразмера № 7.

#### Материалы и методы исследований

Для оценки возможности изготовления нагруженных деталей эндопротезов ТБС из технического титана в субмикрокристаллическом состоянии, сформированного винтовой экструзией, выполняли прочностной расчет методом конечных элементов в универсальной программной системе конечно-элементного анализа ANSYS. Твердотельную модель элементов эндопротезов создавали в системе автоматизированного проектирования UNIGRAFICS NX. В объеме моделей эндопротезов создавали регулярную сетку конечных элементов. Использовали трехмерные квадратичные тетраэдральные прочностные конечные элементы SOLID 186. Для предварительного разбиения плоскостей использовали 8-узловой конечный элемент SHELL 281.

Начальные и граничные условия расчетной модели соответствовали схеме установки эндопротезов в канале бедренной кости. Расчет выполняли для нагрузок соответствующих быстрой ходьбе и прыжку [13]. Принятая модель нагружения отражала одноопорное ортостатическое положение, характеризуемое следующими чертами: таз расположен горизонтально; общий центр массы смещен в неопорную сторону; вертлужная впадина таза опирается на головку бедренной кости; тело находится в покое. Конечно-элементная модель проксимального модуля бесцементной фиксации и клиновидной ножки, а также схема приложения составляющих сил нагружения показаны на рис. 3.

Моделирование нагрузок на элементы эндопротеза выполняли для следующих условий: масса человека — 60 кг; максимальная нагрузка при быстрой ходьбе 1800 Н; максимальная нагрузка при прыжке 2400 Н [13]. Расчет проводили для 4-х различных марок титановых сплавов: ВТ3-1, ВТ6, ВТ1-0 в состоянии стандартной поставки, ВТ1-0 в СМК состоянии. Детали эндопротеза ТБС работают в упругой области, поэтому была принята линейная изотропная модель материала. Модуль упругости сплава ВТ1-0 в СМК структурой определяли по результатам испытаний образцов на растяжение [14]. Свойства серийных сплавов соответствовали нормативному значению в отожженном состоянии.

#### Результаты исследований и их обсуждение

Исходные данные и результаты расчета представлены в таблице 1. Расчетная модель деформировалась в упругой области, а характер напряженно-деформированного состояния не зависел от марки сплава и прилагаемых нагрузок. Поля относительных перемещений точек проксимального модуля и эквивалентных напряжений показаны на рис. 4.



**Рис. 3.** Конечно-элементная модель проксимального модуля ножки ревизионной модульной бесцементной фиксации и схема приложения граничных и начальных условий: 7° — угол, образованный перпендикуляром, опущенным из центра тазобедренного сустава и собствен-

ной осью бедра; 125° – угол пересечения продольной оси диафиза с осью шейки бедра

	Таблица 1 — Исходные данные и результаты оценки напряженно-деформированного состояни	ия
п	роксимального модуля эндопротеза ТБС для различных титановых сплавов	

Сплав	Молит	Коэффициент Пуассона, µ	Быстрая	я ходьба	Прыжок		
	Юнга <i>Е</i> , ГПа		Максимальное	Максимальное Максимальные		Максимальные	
			перемещение,	напряжения,	перемещение,	напряжения,	
			MM	мм σ <sub>max</sub> , МПа		σ <sub>max</sub> , MΠa	
BT3-1	150		0,11		0,17	189	
BT6	115		0,15		0,24		
BT1-0	112	0,32	0,15	118	0,24		
ВТ1-0 в СМК	07		0.17		0.27		
состоянии	7/		0,17		0,27		



**Рис. 4.** Поля относительных перемещений (*a*) и эквивалентных напряжений (*б*) в проксимальном модуле эндопротеза ТБС при нагружении

Напряженно-деформированное состояние конструкции само не является критерием сохранения ее функциональных свойств. Для оценки ее предельного состояния необходимо выполнить анализ прочностной надежности. Для этого находят широкое применение детерминированные модели разрушения в виде условий прочности, связывающие компоненты напряженного состояния и механические свойства материала [15– 17]. Количественной характеристикой прочности.

Применительно к эндопротезу ТБС запас прочности может быть определен с учетом действия постоянной и переменной составляющей от прилагаемых нагрузок. Постоянная составляющая связана с действием гравитационных сил, в то время как переменная составляющая вызвана переменными нагрузками при ходьбе человека. Предварительный анализ показывает, что среднестатистическое количество шагов в день человека составляет 6000. При этом за 15 лет работы эндопротеза число циклов нагружения составляет порядка 3,5.107. Величина максимальных напряжений в эндопротезе и число циклов нагружения показывает, что запас прочности необходимо рассчитывать по переменным напряжениям, используя зависимость:

$$n = \frac{\sigma_{-1npomesa}}{\sigma_a},$$
 (1)

где *n* – коэффициент запаса прочности;

σ<sub>-1протеза</sub> – предел выносливости эндопротеза, МПа;

 $\sigma_a$  – амплитуда переменных напряжений, МПа.

Предел выносливости для исследуемых сплавов определен на лабораторных образцах при циклическом изгибе в симметричном цикле. Для оценки предела выносливости элементов эндопротеза необходимо построить модель выносливости, учитывающую асимметрию нагружения. Указанным условиям нагружения соответствует модель, предложенная С.В. Серенсеном:

$$\sigma_{-1npomesa} = \frac{\sigma_{-1o\delta p}}{K_{\sigma}^*} \cdot \left(1 - \frac{\sigma_m}{\sigma_e}\right), \qquad (2)$$

где  $\sigma_{-1npomesa}$  – предел выносливости натурных эндопротезов, МПа;

σ<sub>-1обр</sub> – предел выносливости плоских образцов, МПа;

 $K_{\sigma}^{*}$  — обобщенный эффективный коэффициент концентрации напряжений;

 $\sigma_m$  – постоянные напряжения, МПа;

σ<sub>е</sub> – предел прочности сплава, МПа.

Обобщенный коэффициент эффективной концентрации напряжений  $K_{\sigma}^{*}$ , учитывающий конструктивную концентрацию напряжений, особенности напряженного состояния, масштабный фактор и влияние состояния поверхности определяется зависимостью:

$$K_{\sigma}^{*} = \frac{K_{\sigma}}{\beta \cdot \varepsilon},\tag{3}$$

где  $K_{\sigma}$  – эффективный коэффициент концентрации напряжений;

 β – коэффициент, учитывающий влияние поверхности;

 $\varepsilon = 0.95 - \kappa$ оэффициент, учитывающий влияние абсолютных размеров.

С. В. Серенсоном и И. А. Биргером [16–18] было предложено состояние поверхностного слоя деталей учитывать посредством введения в модель коэффициента влияния поверхностного слоя β, представленного в виде произведения частных коэффициентов:

$$\beta = \beta_{u} \cdot \beta_{\kappa o p} \cdot \beta_{y n p}, \qquad (4)$$

где  $\beta_{uu} = 0,9$  — коэффициент, учитывающий вид обработки поверхностного слоя и шероховатость поверхности;  $\beta_{\kappa op} = 1$  — коэффициент, учитывающий влияние коррозии и агрессивного воздействия внешней среды;  $\beta_{ynp} = 1,1$  — коэффициент, учитывающий технологическое упрочнение (поверхностный наклеп).

При отсутствии экспериментально установленных значений предела выносливости натурных деталей величина эффективного коэффициента концентрации напряжений может быть определена, исходя из чувствительности материала к надрезу:

$$K_{\sigma} = 1 + q(\alpha_{\sigma} - 1), \qquad (5)$$

где q — коэффициент чувствительности материала к надрезу;

α<sub>σ</sub> = 1,48 – теоретический коэффициент концентрации напряжений.

Величину коэффициента чувствительности материала к надрезу в соответствии с работой [19] принимали равной 0,32 для сплава в СМК состоянии, 0,24 для сплава в крупнокристаллическом состоянии и 0,52 для высокопрочных титановых сплавов ВТ3-1, ВТ6. Величину теоретического коэффициента концентрации напряжений определяли на основании оценки напряженно-деформированного состояния проксимального модуля с учетом особенностей нагружения и конструкции.

Разрушение эндопротеза может произойти в двух случаях: при накоплении повреждаемости конструкции под действием только переменных нагрузок, и в случае кратковременного увеличения статических нагрузок (при падении или прыжке человека), поэтому запасы прочности необходимо оценивать как по переменным напряжениям, так и по подобному циклу.

Учитывая особенности нагружения эндопротеза ТБС в процессе жизнедеятельности человека можно считать, что для обеспечения его прочностной надежности необходимо обеспечение запаса сопротивления усталости (при ходьбе) и кратковременной прочности (при прыжке):

$$n_a \ge [n_a], \quad n_b \ge [n_b], \tag{6}$$

где  $n_a$  — коэффициент запаса сопротивления усталости;

 $[n_a]=1,5$  – допустимый коэффициент запаса сопротивления усталости;

*n*<sub>b</sub> — коэффициент запаса кратковременной прочности;

[*n<sub>b</sub>*] = 2,5 – допустимый коэффициент запаса кратковременной прочности. Допустимые значения коэффициентов запаса прочности выбраны по аналогии с работой [20] с учетом выполнения условия невозникновения травмирующих напряжений на костную и мышечную ткань.

Коэффициент запаса сопротивления усталости элементов эндопротеза ТБС по переменным напряжениям по аналогии с работой [18], определяется зависимостью:

$$n_{a} = \frac{\sigma_{-1o\delta p} \cdot \left(1 - \frac{\sigma_{m}}{\sigma_{s}}\right)}{K_{\sigma}^{*} \cdot \sigma_{a}}.$$
 (7)

Коэффициент запаса кратковременной прочности находят по формуле

$$n_b = \frac{\sigma_b}{\sigma_{\text{max}}}.$$
 (8)

Исходными данными для расчета коэффициентов запаса прочности (табл. 2) являются результаты оценки НДС конструкции и экспериментально установленные характеристики прочности материалов, полученные в работах [14, 21, 22]. Полученные результаты в целом согласуются с работой [23], в которой было определено напряженно-деформированное состояние бедренного компонента эндопротеза в системе протезкость.

Анализ расчетных значений коэффициентов запаса прочности проксимального модуля ТБС, изготовленного из различных титановых сплавов показывает (рис. 5), что прочностные свойства сплава ВТ1-0 в СМК состоянии на ряду с высоколегированными титановыми сплавами ВТ3-1 и ВТ6 соответствуют требуемому уровню.

### Выводы

Анализ расчетных значений коэффициентов запаса прочности показал (табл. 2), что для высокопрочных титановых сплавов ВТЗ-1 и ВТ6 они соответствуют, и даже превышают допустимые значения, исходя из требований биомеханики. Биосовместимый сплав BT1-0 в обычном состоянии не может быть использован для производства нагруженных элементов эндопротеза ТБС, так как они не соответствуют допустимым значениям, что с учетом возможной вариации действующих нагрузок, может привести к разрушению эндопротеза ТБС. В тоже время сплав ВТ1-0 в субмикрокристаллическом состоянии отвечает условиям необходимой прочности. Учитывая, что его прочностные свойства повышены не за счет введения вредных для человеческого организма легирующих элементов, а путем изменения структурного состояния, можно считать степень его биосовместимости с тканями человеческого организма аналогичной сплаву BT1-0.

Таблица 2 — И	сходные и выходные д	анные модели вы	ыносливости п	роксимального	модуля ТБС
и расчетные значе	ения коэффициетов зап	паса прочности			

Сплав	q	σ <sub>-1обр</sub> , МПа	$\mathbf{\sigma}_b$ , МПа	$K^*_{\sigma}$	σ <sub>-1протеза</sub> , МПа	<b>σ</b> <sub>m</sub> , МПа	<b>σ</b> <sub>a</sub> , МПа	σ <sub>тах</sub> , МПа	n <sub>a</sub>	n <sub>b</sub>
BT3-1	0,52	530550	8501200	1,33	298	59	118	189	2,52	4,49
BT6		520560	8001050	1,33	292				2,48	4,23
BT1-0	0,24	225240	390540	1,19	142				1,20	2,06
ВТ1-0 в СМК состоянии	0,32	315330	600630	1,23	192				1,63	3,17

Примечание: в расчетах коэффициентов запаса прочности принимали нижнее значение пределов выносливости и прочности.



**Рис. 5.** Результаты расчета коэффициентов запаса прочности проксимального модуля ТБС, изготовленного из различных титановых сплавов: *a* – коэффициенты запаса сопротивления усталости; *б* –коэффициенты запаса кратковременной прочности

Таким образом, проведенные исследования показали, что использование биологически совместимого сплава ВТ1-0 в субмикрокристаллическом состоянии позволяет обеспечить необходимый уровень комплекса механических свойств при изготовлении высоконагруженных элементов эндопротезов тазобедренного сустава человека. Принимая во внимание весьма ограниченный круг материалов, которые могут быть использованы для изготовления таких эндопротезов как эндопротез ТБС, можно считать, что технология формирования в титановом сплаве технической чистоты субмикрокристаллической структуры является перспективной для практического применения в ортопедии.

#### Список литературы

- 1. Маслов А. П. К вопросу эндопротезирования тазобедренного сустава / А. П. Маслов // ОТП, 2008. № 2. С. 10–14.
- 2. Филиппенко В. А. Эволюция проблемы эндопротезирования суставов / В. А. Филиппенко,

А. В.Танькут // Международный медицинский журнал, 2009. – № 1. – С. 70–74.

- <u>http://www.faql.ru/kak-lechit-koksartroz</u>tazobedrennogo-sustava/
- 4. Hench L. L.Bioceramics / L. L. Hench // J. Am. Ceram. Soc, 1998. 81, Vol. 7. P. 1705–1727.
- Willman G.Ceramic Components for Total Hip Arthroplasty / G. Willman // Orthopaedics Int. Ed., 1997. – 5, Vol. 4. – P. 110–115.
- Пути создания эндопротеза тазобедренного сустава нового поколения / [О. А. Розенберг, Н. В. Новиков, С. В. Сохань и др.] // Сучасні технології в машинобудуванні: зб. наук. праць. – Харків : НТУ «ХПІ», 2010. – Вип. 5. – С. 190–208.
- Система эндопротезов тазобедренного сустава «ИТО-Мотор Сич»: Рекламный буклет [Электронный ресурс] // Точка доступа http:// multiflex.com.ua/categories/view/77.
- Забелин С. Ф. Совершенствование технологии получения металлических имплантатов биомедицинского назначения / С. Ф. Забелин,

А. А. Дорожков // Ученые записки ЗабГГПУ, 2011. – № 3. – С. 85–92.

- Валиев Р. З. Наноструктурные материалы, полученные методом интенсивной пластической деформации / Р. З. Валиев, И. В. Александров. – М.: Логос, 2000. – 272 с.
- Объемные наноструктрные материалы и сплавы с уникальными механическими свойствами для перспективных применений / [Р. З. Валиев, Д. В. Гундеров, М. Ю. Мурашкин, И. И. Семенова] // Весник УГАТУ, 2006. – Т. 7. – № 3(16). – С. 23–24.
- Гусев А. И. Наноматериалы, наноструктуры, нанотехнологии / А. И. Гусев. – М. : ФИЗ-МАТЛИТ, 2005. – 416 с.
- Павленко Д. В. Формирование субкристаллической структуры в сложнолегированных титановых сплавах / [Д. В. Павленко, А. В. Овчинников, А. Я. Качан и др.] // Перспективные материалы. – 2009. – №7. – С. 240–244.
- Архипов-Балтийский С. В. Механика тазобедренного сустава, роль связки головки бедра [Электронный ресурс] // Конспект врача, Вып. 30. Точка доступа <u>http://www.gradusnik.ru/</u> rus/doctor/morfomehanika/arh31k-mehaniktbs/
- Карпінос Б. С. Деформування титанового сплаву ВТ1-0 зі субмікрокристалічною структурою при статичному навантаженні / Б. С. Карпінос, Д. В. Павленко, О. Я. Качан // Проблеми міцності. – 2012. – № 1. – С. 137–146.
- Петухов А. Н. Сопротивление усталости деталей ГТД / А. Н. Петухов. – М. : Машиностроение, 1993. – 240 с.
- 16. Серенсен С. В. Несущая способность и расчеты деталей машин на прочность: Руководство и справочное пособие / С. В. Серенсен, В. П. Когаев, Р. М. Шнейдерович/подред. С. В. Серенсена. – М. : Машиностроение, 1975. – 488 с.

- Конструкционная прочность материалов и деталей газотурбинных двигателей / [И. А. Биргер, Б. Ф. Балашов, Р. А. Дульнев, и др.] / под ред. И. А. Биргера и Б. Ф. Балашова. – М. : Машиностроение, 1981. – 222 с.
- Биргер И. А. Сопротивление материалов : учебное пособие / И. А. Биргер, Р. Р. Мавлютов. – М. : Наука. Гл. ред. физ.-мат. лит., 1986. – 560 с.
- Наноструктурный титан для биомедицинских применений: новые разработки и перспективы коммерциализации / [Р. З. Валиев, И. П. Семенова, В. В. Латыш и др.] // Российские нанотехнологии, 2008. – Т. З. № 9–10. – С. 106–115.
- Чуйко А. Н. Биомеханика в стоматологии : монография / А. Н. Чуйко, И. А. Шинчуковский – Х. : «ФОРТ», 2010. – 472 с.
- Павленко Д. В. Деформационное поведение и выносливость сплава ВТ1-0 с субмикрокристаллической структурой / Д. В. Павленко, Д. В. Ткач, В. Л. Грешта // Вестник двигателестроения – 2011. – № 1. – С. 125–131.
- Ткач Д. В. Особенности структуры и разрушения титана марки ВТ1-0 в субмикрокристаллическом состоянии при циклическом нагружении / Д. В. Ткач, Д. В. Павленко, В. Е. Ольшанецкий // Новые технологи и материалы в машиностроении 2011. № 1. С. 66–72.
- 23. Применение метода конечных элементов для оптимизации конструкции эндопротеза тазобедренного сустава / [О. В. Михайлов, Л. Н. Ткаченко, М.Б. Штерн, В.В. Лашнева] // Наукові нотатки : міжвузівський збірник (за напрямом «Інженерна механіка»), Вип. 20 (2). – Луцьк, жовтень 2007. – С.106–109.

Поступила в редакцию 26.02.2013

## Павленко Д.В., Ткач Д.В., Качан О.Я. Застосування сплаву ВТ1-0 в субмікрокристалічному стані для виготовлення навантажених елементів ендопротезу тазостегнового суглобу

Наведено результати розрахунку коефіцієнтів запасу міцності проксимального модулю тазостегнового суглобу, виготовленого з різних титанових сплавів. Показано, що використання біосумісного сплаву BT1-0 в субмікрокристалічному стані дозволяє забезпечити необхідний рівень комплексу механічних властивостей при виготовленні високонавантажених елементів ендопротезів.

**Ключові слова:** ендопротез тазостегнового суглобу, титановий сплав, субмікрокристалічна структура, метод кінцевих елементів, коефіцієнт запаса міцності.

# Pavlenko D., Tkach D., Kachan A. Use of BT1-0B alloys in submicrocrystalline state for manufactury of bearing elements of hip implants

The results of calculations of safety margin of hip joint proximal module made of various titanium alloys are presented. It was found that use of biocompatible alloy BT1-0 in submicrocrystalline state allows to provide the required level of a complex of mechanical properties in manufacture of high-loaded implant elements.

*Key words: hip implant, titanium alloy, submicrocrystalline structure, finite element, safety margin.* 

Вісник двигунобудування №1/2013 науково-технічний журнал

Головний редактор Заст. гол. редактора

д-р техн. наук О. Я. Качан д-р техн. наук А. I. Долматов

Оригінал-макет підготовлено в редакційно-видавничих відділах ЗНТУ і АТ «МОТОР СІЧ» Комп'ютерна верстка *H.O. Савчук* Переддрукарська підготовка *М.Д. Хош* Коректори *H.B. Сахнюк, О.Є. Носік, Я.В. Обухович, Т.І. Юрковська* 

Реєстрація рукописів

В.Й. Гембель

Передрукування матеріалів тільки з дозволу редакції При використанні матеріалів посилання на журнал є обов'язковим Матеріали публікуються мовою оригіналу Рукописи, фотокартки та носії інформації не повертаються

Здано до друку 08.04.2013 г. Папір Хегох 80 г/м<sup>2</sup>, видавнича система DocuTech-135, зам. 1609, накл. 300. Надруковано видавничим комплексом АТ «МОТОР СІЧ» Україна, 69068, Запоріжжя, просп. Моторобудівників, 15, тел. (0612) 720-42-49, 720-41-11