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

# ВЕСТНИК №1 ДВИГАТЕЛЕСТРОЕНИЯ 2009 издается

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

> Свидетельство о регистрации КВ № 6157 от 20 мая 2002 г. выдано Министерством информации Украины

Запорожье ОАО «Мотор Сич» 2009 г.

### **ISSN 1727-0219**

#### 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
- Эксплуатация, надежность, ресурс
- Технология производства и ремонта
- Конструкционные материалы
- Стандартизация и метрология
- Экология

### Шановні автори публікацій!

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 потенціальних здобувачів степенів і звань.

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

- Загальні питання двигунобудування
- Конструкція і міцність
- Складання і випробування
- Експлуатація, надійність та ресурс
- Технологія виробництва і ремонту
- Конструкційні матеріали
- Стандартизація і метрологія
- Екологія

#### 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:

- Aircraft engineering
- Structures and strength
- Assembling and trials
- Operation, reliability, service life

- Technology of production and maintenance
- Structural materials
- Standartization and metrology
- Ecology

Материалы номера рекомендованы к публикации Ученым Советом Запорожского национального технического университета (протокол № 7 от 02.02.2009 г.).

#### Главный редактор

#### д-р техн. наук, профессор Ф. М. Муравченко

Заместители главного редактора:	д-р техн. наук, профессор А. Я. Качан
	д-р техн. наук, профессор А. И. Долматов

#### 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 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 К. А. Дмитриев д-р техн. наук И.Ф. Дмитриченко д-р техн. наук Ю. В. Петраков канд. техн. наук В. В. Ткаченко 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

© ЗНТУ © НАУ им. Жуковского «ХАИ» © ОАО «Мотор Сич»

- альних здооувачів степенів і звань. рмуватися за наступними рубрика
- \_\_\_\_

#### редакционной коллегии Члены



Муравченко Ф.М. Гл. редактор, д-р техн. наук, чл.-кор. АН Украины



Зам. гл. редактора, д-р техн. наук





Качан А.Я.



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

Жеманюк П.Д.

канд. техн. наук

Грязнов Б.А.

д-р техн. наук

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. д-р техн. наук



Богуслаев А.В. 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



Коваль А.Д. 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









Мозговой В.Ф.



д-р техн. наук

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 аннотацией (на трех языках: украинском, русском и английском), актом экспертизы и справкой об авторах. Объем текстовой части статьи 3–6 листов. Рабочие языки: украинский, русский, английский. Последовательность размещения материала статьи: индекс УДК, название статьи, инициалы и фамилия авторов, 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, зам. главного редактора Качану Алексею Яковлевичу Электронный вариант статьи можно передать по адресу: vd@zntu.edu.ua. (максимальный объем письма 2 Мбайта).

# СОДЕРЖАНИЕ

### ОБЩИЕ ВОПРОСЫ ДВИГАТЕЛЕСТРОЕНИЯ

Богуслаев В.А., Бабенко О.Н., Олейник А.А., Павленко Д.В., Кореневский Е.Я. ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ЧАСТОТ СОБСТВЕННЫХ КОЛЕБАНИЙ ЛОПАТОК КОМПРЕССОРА ВЫСОКИХ ФОРМ ПРИ РЕГУЛИРОВАНИИ ЧАСТОТЫ ОСНОВНОГО ТОНА
Михайленко А.Н., Соколовский В.И., Клименко С.А., Ильин А.В. ЭЛЕКТРОЗАПУСК ГАЗОТУРБИННОГО ПРИВОДА ДЛЯ ГАЗОПЕРЕКАЧИВАЮЩЕГО АГРЕГАТА И ГАЗОТУРБИННОЙ ЭЛЕКТРОСТАНЦИИ15
Долматов Д.А., Кукурудза А.В., Куковякин В.В. СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ ГРАНИЧНЫХ УСЛОВИЙ ТЕЧЕНИЯ ГАЗООБРАЗНОЙ СРЕДЫ С ТВЕРДЫМИ ЧАСТИЦАМИ ДЛЯ РАЗЛИЧНЫХ ГРАНИЧНЫХ СТРУКТУР
<i>Мазін В.О.</i> Індукторне гальмо для стендових іспитів теплових двигунів: метод теплового розрахунку25
<i>Кулагин С.Н., Дробот А.В., Дубовик Л.Г.</i> ЛОКАЛЬНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ПЛАЗМЫ И УРОВЕНЬ КОЛЕБАНИЙ ЭЛЕКТРОМАГНИТНОГО ПОЛЯ В ХОЛЛОВСКОМ ДВИГАТЕЛЕ ПРИ ИЗМЕНЕНИИ ПРОВОДИМОСТИ СТЕНОК РАЗРЯДНОЙ КАМЕРЫ
<i>Кубіч В.ІІ., Івщенко Л.Й.</i> ДО ПИТАНЬ ФІЗИЧНОГО МОДЕЛЮВАННЯ РОБОТИ ТРИБОЗ'ЄДНАННЯ «ШИЙКА-ПОКРИТТЯ-ВКЛАДИШ»32
Шереметьев А.В. ОБ ЭКОНОМИЧЕСКОЙ ОПТИМАЛЬНОСТИ ВЕЛИЧИНЫ РЕСУРСА АВИАЦИОННЫХ ГТД 36
<i>Долматов Д.А</i> . ТОПОЛОГИЯ РАДИАЛЬНОГО ЗАЗОРА РАБОЧИХ КОЛЕС ОСЕВОГО КОМПРЕССОРА 41
КОНСТРУКЦИЯ И ПРОЧНОСТЬ
Кравчук Л.В., Куриат Р.И., Буйских К.П., Задворный Е.А., Киселевская С.Г. ИССЛЕДОВАНИЕ МЕХАНИЗМОВ ТЕРМОУСТАЛОСТНОГО ПОВРЕЖДЕНИЯ МАТЕРИАЛОВ С ПОКРЫТИЯМИ ДЕТАЛЕЙ ГТД
<i>Михайленко А.Н., Прибора Т.И.</i> ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ТОЛЩИНЫ ОБОЛОЧКИ ВАЛА КВД НА СТАТИЧЕСКУЮ И ДИНАМИЧЕСКУЮ ПРОЧНОСТЬ
Кравченко И.Ф., Шереметьев А.В., Петров А.В., Хромов В.А. ОБЕСПЕЧЕНИЕ ДОПУСТИМОГО УРОВНЯ РАЗНОЧАСТОТНОСТИ ЛОПАТОК ЦЕНТРОБЕЖНЫХ КОЛЕС
Погосов В.В., Вакула П.В. РАБОТА ВЫХОДА ЭЛЕКТРОНОВ ИЗ ДЕФОРМИРОВАННЫХ МЕТАЛЛОВ

Пвщенко Л.Й., Циганов В.В., Лоскутов С.В., Сейдаметов С.В.	
ВПЛИВ ТРИВИМІРНОГО НАВАНТАЖЕННЯ НА ЕНЕРГЕТИЧНИЙ СТАН ПОВЕРХНЕВОГО	
ШАРУ ДЕТАЛЕЙ ГТД	. 61

### ЭКСПЛУАТАЦИЯ, НАДЕЖНОСТЬ, РЕСУРС

### ТЕХНОЛОГИЯ ПРОИЗВОДСТВА И РЕМОНТА

Богуслаев В.А., Качан А.Я., Мозговой В.Ф. ФИНИШНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ ГТД	71
<i>Чигиринский В.В., Бень А.Н.</i> РАЗРАБОТКА МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ВЫДАВЛИВАНИЯ ПЛОСКОЙ ЗАГОТОВКИ В КОНИЧЕСКОЙ МАТРИЦЕ	. 79
Кресанов Ю.С., Качан А.Я., Богуслаев А.В., Войтенко А.А. ИЗГОТОВЛЕНИЕ ТОЧНЫХ ШЕСТИГРАННЫХ ПРОФИЛЕЙ ИЗ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ	83
Вишнепольский Е.В., Пухальская Г.В., Гликсон И.Л. ПОВЫШЕНИЕ СОПРОТИВЛЕНИЯ УСТАЛОСТИ МЕСТ КОНЦЕНТРАЦИИ НАПРЯЖЕНИЙ В ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ОБОЛОЧКАХ АЛМАЗНЫМ ВЫГЛАЖИВАНИЕМ	90
<i>Петрыкин В.В., Петрыкина Р.Я.</i> ИЗМЕНЕНИЕ ТОНКОЙ СТРУКТУРЫ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ ПРИ ШЛИФОВАНИИ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ ПОД ДЕЙСТВИЕМ ТЕПЛОВОГО ФАКТОРА	95
<i>Michai Styp-Rekowski, Dariusz Ozimina</i> ENLARGEMENT OF PRODUCTION METHODS SET BY NON-TRADITIONAL HYBRID MACHINING METHODS	. 98
<i>Кресанов Ю.С., Богуслаев А.В., Качан А.Я., Войтенко А.А.</i> ТЕХНОЛОГИЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ПРУТКОВ КРУГЛОГО ПРОФИЛЯ ИЗ ЖАРОПРОЧНЫХ СПЛАВОВ	102
Цыпак В.И., Безкоровайная В.А., Рыбалкин П.С. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ НАДЕЖНОСТИ ОПЕРАЦИЙ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ1	108
Леонтьев В.А., Зиличихис С.Д., Сахнюк Н.В. ПОВЫШЕНИЕ РЕМОНТОПРИГОДНОСТИ РАБОЧИХ ЛОПАТОК КВД 1	113
Пейчев Г.И., Кондратюк Э.В., Зиличихис С.Д., Шапар Б.И., Кришталь Н.П. ОСОБЕННОСТИ ЛАЗЕРНОГО МАРКИРОВАНИЯ ДЕТАЛЕЙ ГТД1	116

# КОНСТРУКЦИОННЫЕ МАТЕРИАЛЫ

Жеманюк П.Д., Пухальская Г.В., Коваль А.Д., Степанова Л.П., Патюпкин А.В.	
ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ОБРАБОТКИ ЛОПАТОК ИЗ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ В ЖИЛКОМ АЗОТЕ НА СТРУКТУРНЫЕ И ПРОЧНОСТНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ	119
	, 11)
Шаповалова О.М., Маркова И.А., Ивченко Т.И.	
ИССЛЕДОВАНИЕ СТАБИЛЬНОСТИ МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ПОЛУФАБРИКАТОВ	
ИЗ ДВУХФАЗНЫХ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ	. 125
Шаломеев В.А. Пархоменко А.В. Цивирко Э.И.	
ОПТИМИЗАЦИЯ ХИМИЧЕСКОГО СОСТАВА ЖАРОПРОЧНОГО СПЛАВА Мл-10	
ДЛЯ АВИАЦИОННОГО ЛИТЬЯ	. 129

Шаповалова О.М., Бабенко Е.П. ИССЛЕДОВАНИЕ СТРУКТУРЫ И СВОЙСТВ КРИСТАЛЛОВ РАФИНИРОВАННОГО ТИТАНА ПОВЫШЕННОЙ ЧИСТОТЫ ПРИ НАГРЕВЕ	. 134
<i>Мищенко В.Г., Багрийчук А.С.</i> ТИТАН УКРАИНЫ ДЛЯ АВИАСТРОЕНИЯ: ТЕНДЕНЦИИ И ПЕРСПЕКТИВЫ РАЗВИТИЯ	139
Norbert Radek, Jurji Shalapko, Maciej Kowalski INVESTIGATIONS OF THE CU-MO AND CU-TI ELECTRO-SPARK COATINGS AFTER LASER TREATMENT	. 143

# СТАНДАРТИЗАЦИЯ И МЕТРОЛОГИЯ

Ивщенко Л.И., Цыганов В.В., Черный В.И. УСКОРЕННЫЕ ИСПЫТАНИЯ СЛОЖНОНАГРУЖЕННЫХ ДЕТАЛЕЙ ТРИБОСОПРЯЖЕНИЙ ....... 150





## УДК 621.9

### В. А. Богуслаев, О. Н. Бабенко, А. А. Олейник, Д. В. Павленко, Е. Я. Кореневский

# ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ЧАСТОТ СОБСТВЕННЫХ КОЛЕБАНИЙ ЛОПАТОК КОМПРЕССОРА ВЫСОКИХ ФОРМ ПРИ РЕГУЛИРОВАНИИ ЧАСТОТЫ ОСНОВНОГО ТОНА

Рассматривается актуальный вопрос прогнозирования частот собственных колебаний лопаток компрессора авиационных газотурбинных двигателей в серийном производстве при наличии резонансных явлений. Разработаны регрессионные модели, связывающие частоты высших форм колебаний лопаток с частотой основного тона, что существенно снижает трудоемкость контрольной операции.

При регулировании частоты основного тона рабочих лопаток осевых компрессоров целенаправленным формообразованием геометрии пера в пределах допускаемых отклонений происходит изменение частот других форм собственных колебаний, что может привести к попаданию их в близлежащие резонансные области двигателя. Принимая во внимание общее количество лопаток на каждом из авиационных двигателей, а также свойственное им, вследствие абразивного износа изменения частотных характеристик в процессе их эксплуатации, установление статистически значимых и простых взаимосвязей между частотными характеристиками лопаток является актуальной задачей.

Для количественной оценки изменения и дальнейшего исключения попадания собственных частот лопаток в резонансные области был выполнен синтез математических моделей связи частот «опасных» форм собственных колебаний с частотой основного тона, полученных по результатам измерения их на натурных деталях серийного производства.

Объект исследования — рабочие лопатки первой ступени компрессора низкого давления двигателя Д-36 (рис. 1), изготовленные по серийной технологии. Материал лопаток — титановый сплав ВТ3-1; заготовка — штамповка.

Формирование геометрии пера выполняли двукратным холодным вальцеванием с термической обработкой после каждого из них для восстановления основных механических характеристик. Твердость материала после второго вальцевания и термообработки — HRC 30......37. Объем выборки — 100 лопаток.

Учитывая нормальный закон распределения частот, при исследовании использовали методы и приемы регрессионного анализа, обеспечивающие получение адекватных моделей связи парамет-



Рис. 1. Лопатка I ступени компрессора низкого давления двигателя Д-36

ров оптимизации и факторов, весьма доступных для восприятия и практического применения.

Контролируемые частоты, регулирование которых входило в задачу исследования, находились в диапазоне:

первая изгибная форма — 325......350 Гц;

- вторая изгибная форма - 1450.....1550 Гц;

— первая крутильная форма — 1050......1150 Гц,

как наиболее опасные при наличии резонансных явлений и неравномерного износа пера в условиях длительной эксплуатации двигателей [1].

В качестве математической связи прогнозируемых частот и частоты основного тона при исследовании была принята линейная модель регрессии:

© В. А. Богуслаев, О. Н. Бабенко, А. А. Олейник, Д. В. Павленко, Е. Я. Кореневский, 2009

$$Y_{2,3} = b_0 + b_1 x_p, \tag{1}$$

где *Y*<sub>2,3</sub> – полученные значения частот:

*Y*<sub>2</sub> – второй изгибной формы, Гц;

 $Y_3$  — первой крутильной формы, Гц;

*x<sub>p</sub>* —частота первой изгибной формы *p*-й лопатки, Гц.

Коэффициенты уравнения регрессии:  $b_0$  и  $b_1$ , определяли методом наименьших квадратов [2] по формулам (2), (3):

$$b_0 = \overline{y} - b_1 \overline{x} , \qquad (2)$$

$$b_{1} = \frac{\sum_{p=1}^{m} (x_{p} - \overline{x})(y_{p} - \overline{y})}{\sum_{p=1}^{m} (x_{p} - \overline{x})^{2}},$$
(3)

где  $y_p$  — частота второй изгибной (первой крутильной) формы *p*-й лопатки, Гц;

$$\bar{x} = \frac{1}{m} \sum_{p=1}^{m} x_p$$
 — среднее значение частоты пер-

вой изгибной формы, Гц;

$$\overline{y} = \frac{1}{m} \sum_{p=1}^{m} y_p$$
 — среднее значение частоты вто-

рой изгибной (первой крутильной) формы, Гц;

#### *т* – объем выборки.

Измерение частот собственных колебаний исследуемых лопаток выполняли на электродинамическом вибраторе конструкции ЦИАМ при максимальном напряжении в материале пера 250...300 МПа – довольно высоком, по сравнению с пределом выносливости, что способствовало более четкому проявлению момента резонанса и уменьшению погрешности измерения. Для крепления их на вибраторе использовали гидравлическое приспособление, стабилизирующее силу зажима. Абсолютную величину последней устанавливали из расчета получения реальной нагрузки на боковые поверхности замка лопатки, близкой к возникающей от центробежных сил при максимальной частоте вращения ротора компрессора и контролировали по давлению масла в системе крепления, необходимая величина которого поддерживалась работой редукционного клапана.

Стабильность силы зажима проверяли по рассеянию резонансных частот, замеренных повторно после трехкратного перезакрепления лопатки. При колебаниях по 1-й изгибной форме оно не превышало 1 Гц. При колебаниях по 2-й изгибной и 1-й крутильной форме — 5 Гц, что по сравнению с их абсолютными значениями: 335, 1502 и 1113 Гц, соответственно, является вполне допустимым.

Переменный сигнал к вибратору заданной частоты для возбуждения резонансных колебаний лопатки подавали от звукового генератора через усилитель и согласующее устройство максимальной мощности после усилителя 5 кВт.

Систему подмагничивания вибратора питали от источника постоянного тока. Момент резонанса фиксировали по «сетке» керосиновой пленки на пере со стороны корыта и по максимальной амплитуде развертки переменного сигнала на экране осциллографа, поступающего от акустического датчика — микрофона.

Абсолютную величину измеряемых частот устанавливали по показанию электронного кварцевого частотомера типа ЧЗ-34, оцифровывали и выводили на ЭВМ.

Все три частоты измеряли отдельно — от первой до последней лопатки в выборке. При этом, перед измерением каждой формы производили тарировку регистрирующего тракта вибратора по эталонной лопатке и повторяли ее через каждые 10 лопаток. Обычно «дрейф» нуля не превышал погрешности рассеяния измеряемых частот от перезакрепления лопатки. За истинные значения их принимали среднее трех измерений, полученных каждое после перезакрепления с учетом поправки на «дрейф» нуля. Блок-схема вибростенда показана на рис. 2.

Оценку тесноты связи между частотами производили по коэффициентам парной корреляции [3], которые определяли по формуле (4):

$$r(x,y) = \frac{\sum_{p=1}^{m} (x_p - \overline{x}) (y_p - \overline{y})}{\sqrt{\sum_{p=1}^{m} (x_p - \overline{x})^2 \sum_{p=1}^{m} (y_p - \overline{y})^2}}.$$
 (4)

Их абсолютные значения приведены в табл. 1. Большие значения коэффициентов парной корреляции свидетельствуют о наличии тесной связи между всеми частотами  $f_i$  и  $f_i$ .

Подставляя измеренные значения  $f_1$  (в качестве X) и  $f_2$  (в качестве Y) в выражения (2) и (3), получаем значения коэффициентов  $b_0$  и  $b_1$ :

$$b_0 = 543,6919, b_1 = 2,8568$$

В итоге уравнения зависимости частот второй изгибной формы и первой крутильной формы от частоты основного тона имеют вид:

$$f_2 = 543,6919 + 2,8568 f_1; \tag{5}$$

$$f_3 = 492,6316 + 1,8491 f_1.$$
 (6)

Среднюю относительную ошибку *Е* синтезированных моделей определяли по формуле:

$$E = \frac{1}{m} \sum_{p=1}^{m} \left| \frac{y_p - y_{p,\text{perp}}}{y_p} \right|,$$
 (7)

где *y<sub>p,perp</sub>* — значение частоты второй изгибной (первой крутильной) формы *p*-ой лопатки, рассчитанное по синтезированной модели.

Аналогично получаем все возможные одномерные регрессионные модели, определяющие зависимость между частотами  $f_1, f_2, f_3$ . Результаты синтеза всех регрессионных моделей приведены в табл. 2.

Графики регрессионных моделей  $f_2(f_1), f_3(f_1)$ и  $f_3(f_2)$ , полученные методом наименьших квадратов, приведены на рис. 3-5.

Погрешность прогнозирования частот  $f_2$  и  $f_3$ по разработанным моделям  $f_2(f_1), f_3(f_1)$  не превышает 2,177 %, чем подтверждается их адекватность.

Построенные модели позволяют достоверно получить взаимное влияние частот собственных колебаний лопаток и сократить время, необходимое на их диагностику.



Рис. 2. Блок-схема установки для определения частот собственных колебаний лопаток

**Таблица 1** — Значения коэффициентов парной корреляции между частотами  $r(f_i; f_j)$ 

	$f_1$	$f_2$	$f_3$
$f_1$	1	0,759	0,684
$f_2$	0,759	1	0,756
$f_3$	0,684	0,756	1

#### Общие вопросы двигателестроения

Модель	Средняя относительная ошибка прогнозирования, <i>Е</i>			
$f_2 = 543,6919 + 2,8568 f_1$	0,60 %			
$f_3 = 492,6316 + 1,8491 f_1$	0,66 %			
$f_3 = 296,76 + 0,5434 f_2$	0,57 %			
$f_1 = 32,326 + 0,2019 f_2$	0,72 %			
$f_1 = 54,398 + 0,2527 f_3$	0,81 %			
$f_2 = 332,87 + 1,0507 f_3$	0,62 %			

Таблица 2 – Регрессионные модели зависимости между частотами



Рис. 3. График зависимости  $f_2$  от  $f_1$ 



**Рис. 4.** График зависимости  $f_3$  от  $f_1$ 



**Рис. 5.** График зависимости  $f_3$  от  $f_2$ 

#### Выводы

Результаты исследования могут быть использованы в серийном производстве при ограничении частот по нескольким резонансным формам, что позволяет существенно сократить время, необходимое для исследования лопаток, и уменьшить вероятность ошибок при измерениях частот, что в свою очередь приводит к повышению качества и надежности контроля лопаток авиационных двигателей.

При наличии интенсивного абразивного износа по длине пера рабочих лопаток компрессора и изменения частоты основного тона позволяют с большой надежностью установить характер и абсолютное изменение частот по другим «опасным» формам, находящимся недалеко от резонансных областей.

#### Перечень ссылок

- Богуслаев В. А. Прогнозирование и увеличение ресурса лопаток компрессора авиационных ВРД технологическими методами / [В. А. Богуслаев, Е. Я. Кореневский, Д. В. Павленко, О. Н. Бабенко] // Упрочняющие технологии и покрытия. 2007. № 9. С. 29–33.
- Айвазян С. А. Прикладная статистика: исследование зависимостей / С. А. Айвазян, И. С. Енюков, Л. Д. Мешалкин. – М. : Финансы и статистика, 1985. – 487 с.
- Прикладная статистика. Классификация и снижение размерности : [справочное издание] / С. А. Айвазян, В. М. Бухштабер, И. С. Енюков, Л. Д. Мешалкин. – М. : Финансы и статистика, 1989. – 607 с.

Поступила в редакцию 12.09.2008

Розглядається актуальне питання прогнозування частот власних коливань лопаток компресора авіаційних газотурбінних двигунів у серійному виробництві при наявності резонансних явищ. Розроблено регресійні моделі, які поєднують частоти вищих форм коливань лопаток з частотою основного тону, що істотно знижує трудомісткість контрольної операції.

A topical issue of forecasting intrinsic oscillation frequency of gas turbine engine compressor blades in resonance conditions in a commercialized production is addressed. The regressive models that connect the blade oscillation frequencies of the superior forms with the major tone frequency have been developed, which substantially reduces labor intensiveness of a control operation.

# УДК 621.314.6

### А. Н. Михайленко, В. И. Соколовский, С. А. Клименко, А. В. Ильин

# ЭЛЕКТРОЗАПУСК ГАЗОТУРБИННОГО ПРИВОДА ДЛЯ ГАЗОПЕРЕКАЧИВАЮЩЕГО АГРЕГАТА И ГАЗОТУРБИННОЙ ЭЛЕКТРОСТАНЦИИ

В статье представлен трансформаторно-тиристорный преобразователь ТТП-63-2000А, предназначенный для преобразования промышленного напряжения ~ 380 В в напряжение постоянного тока, плавно регулируемое в диапазоне от 0 до 63 В, и обеспечивающий электрическую мощность, необходимую для электрозапуска газотурбинных приводов, газоперекачивающих агрегатов и газотурбинных электростанций.

В соответствии с современными требованиями Заказчиков, в лице ОАО «Газпром», ООО «Тюментрансгаз», ОАО «Нафтогаз» и других предприятий нефтегазового комплекса России, Украины, и стран СНГ, для запуска газотурбинных приводов (ГТП), передвижных и стационарных электростанций (ГТЭ) или газоперекачивающих агрегатов (ГПА) с ГТП, необходимо применение электрозапуска вместо часто применяемого запуска при помощи устройств, работающих на газе. Данное требование к запуску связано с более простой и долговечной схемой электрозапуска, уменьшением времени, затрачиваемого на обслуживание, сокращением количества отказов, увеличением ресурсов и сроков службы систем запуска. Кроме того, это позволяет снизить расход природного газа и выбросы в атмосферу углекислого газа, выделяемого в процессе его сгорания, особенно, учитывая тот факт, что при неудавшемся первом запуске выполняются холодные прокрутки с продувкой газовоздушного тракта ГТП перед повторным запуском. Электрозапуск широко внедряется при наличии подведенных линий электропередач, а также если на объекте работает более одной электростанции, при этом запуск ГТП осуществляется от электроэнергии в сети, генерируемой станциями, находящимися в рабочем режиме.

Электрические стартеры, используемые при электрозапуске, передают основной крутящий момент на ротор ГТП посредством набора механических шестерен, следовательно, при резкой подаче напряжения на стартеры возможны поломки и разрушения механической части ГТП, поэтому при электрозапуске необходимо обеспечить плавное (безударное) страгивание в начальный этап вхождения шестерен в зацепление, для обеспечения выбора всех зазоров в подвижных частях ГТП и его редукторе, а также в процессе раскрутки и вывода ГТП на рабочий режим. Аналогичные требования и для ГТП с установленным на валу генератором. Плавное страгивание и раскрутка агрегата в целом, роторов машинной группы обеспечивает надежность работы и ресурс.

Плавный запуск ГТП с учетом характеристик применяемой для запуска электрической машины обеспечивается благодаря программируемой аппаратной части системы плавного запуска. При этом система плавного запуска должна обеспечивать требуемую мощность, необходимую для осуществления надежного запуска, а также выполнение циклограммы запуска для каждого конкретного вида ГТП с учетом его индивидуальных характеристик, т.е. система плавного запуска должна иметь возможность тонкой настройки. Кроме того, использование плавного запуска при правильно подобранном алгоритме управления позволяет улучшить динамику набора ГТП нужной частоты вращения вала.

Всем требованиям, предъявляемым к системам плавного запуска, удовлетворяет разработанный на ГП «Ивченко-Прогресс» трансформаторнотиристорный преобразователь ТТП-63-2000А, структурная схема подключения которого к ГТП АИ-2500 имеет вид, показанный на рис. 1.

ТТП-63-2000А разработан в соответствии с требованиями системы менеджмента качества ISO 9001:2000, что позволяет максимально эффективно учесть пожелания заказчиков, предполагает удобный интерфейс программного обеспечения, что в свою очередь минимизирует затраченное время и средства на обучение обслуживающего персонала.

ТТП-63-2000А состоит из трехфазного силового трансформатора, тиристорного блока с модулем управления и регистратора выходных параметров, схема представлена на рис. 2.

Трехфазный силовой трансформатор предназначен для преобразования напряжения в ТТП-63-2000А с напряжения сети 380 В на напряжение, поступающее на вход тиристорного блока с модулем управления и регистратором параметров, обеспечивает мощность, необходимую для раскрутки стартер-генераторов, обладает возможностью кратковременной перегрузки, конструкция применяемого трансформатора проста в эксплуатации, ремонтопригодна, не требует обслуживания.

© А. Н. Михайленко, В. И. Соколовский, С. А. Клименко, А. В. Ильин, 2009



Рис. 1. Структурная схема подключения ТТП-63-2000А к ГТП АИ-2500



Рис. 2. Схема ТТП-63-2000А

Тиристорный блок состоит из стального корпуса, внутри которого размещены элементы:

- трехфазный тиристорный выпрямитель;

 модуль управления и регистратор параметров (выходные токи и напряжение).

Управление открытием и закрытием тиристоров выполняется при помощи встроенного модуля управления, представляющего собой микроконтроллерную схему с встроенным регистратором параметров.

Регулирование уровня напряжения ведется за счет задержки момента включения очередного тиристора по запрограммированной временной диаграмме (циклограмме). Момент подачи управляющих импульсов на тиристоры фазы «А» определяется путем введения задержки от момента поступления синхронизирующего сигнала на входе микроконтроллера, соответствующей заданным данным и пересчитанной по формуле регулировочной характеристики. Управляющие импульсы тиристорами фаз «В» и «С» формируются путем задержки на 120 и 240 градусов соответственно.

Возможности модуля управления ТТП-63-2000 А позволяют выполнять плавное регулирование выходного напряжения постоянного тока от 0 до 63 В, по программируемой временной диаграмме (циклограмме загрузки), с током на выходе до 2000 А.

Для фиксирования аналоговых параметров стартер-генераторов, с последующим переводом в дискретный вид и регистрацией хранения зарегистрированных параметров, анализа и обработки зарегистрированных параметров в ТТП-63-2000А предусмотрен регистратор параметров.

Анализ информации, накопленной регистратором выходных параметров, с последующим сохранением на носителе информации персональной электронно-вычислительной машины (ПЭВМ), обеспечивает возможность оценить протекание управляемого процесса и, при необходимости, ввести в последующие циклы необходимые корректировки.

В состав регистратора выходных параметров входит: преобразователь для преобразования аналоговых параметров в дискретный вид; технологический кабель для передачи параметров от преобразователя к ПЭВМ; комплект программного обеспечения для анализа и обработки зарегистрированной информации; ПЭВМ для обеспечения обработки зарегистрированной информации, вывода на экран и записи параметров на жесткий диск (по желанию заказчика возможна поставка без ПЭВМ).

Начало регистрации по команде «Запуск» (+27 В) от автоматики запуска, длительность регистрации равна циклу запуска, после осуществления цикла или при снятии команды «Запуск» ставится метка о завершении запуска.

Структурная схема регистратора выходных параметров представлена на рис. 3



Істг<sub>1</sub> – значение силы тока в якорной цепи стартер-генератора СТГ № 1; Істг<sub>2</sub> – значение силы тока в якорной цепи стартер-генератора СТГ № 2; Uсип – напряжение на выходе источника питания; Uстг<sub>1</sub> – напряжение на входе стартер-генератора СТГ № 1; Uстг<sub>2</sub> – напряжение на входе стартер-генератора СТГ № 1; «Запуск» – команда «Запуск» от автоматики запуска (+27 B)

Рис. 3. Структурная схема регистратора параметров

Доступ и обработка зарегистрированной информации выполняется посредством ПЭВМ с соответствующим программным обеспечением (ПО), которое обеспечивает:

 обработку дискретного сигнала от преобразователя;

 – запись параметров каждого запуска в отдельный файл;

 вывод параметров на дисплей ПЭВМ в графическом и табличном виде;

 – распечатку таблиц и графиков зарегистрированных параметров;

 присвоение каждому параметру определенного цвета и обозначения.

При осуществлении записи массива параметров на ПЭВМ имена записанных файлов имеют формат «число, месяц, год, номер запуска». ТТП-63-2000А позволяет решить проблему плавного запуска и раскрутки всех агрегатов машинной линии СГ, ГТП, редукторов, электростанций.

ТТП-63-2000А может использоваться для плавного пуска приводов газотурбинных станций, двигателей постоянного тока, плавной регулировки крутящего момента электроприводов, питания активной нагрузки: обогревателей, печей до 100 кВт, возможно применение в гальванохимии.

ТТП-63-2000А установлен на электростанции ГТЭ АИ-2500, в соответствии с требованиями заказчика при обеспечении норм взрывобезопасности.

Поступила в редакцию 20.06.2008

У статті наведено трансформаторно-тиристорний перетворювач ТТП-63-2000А, призначений для перетворення промислової напруги ~ 380 В у напругу постійного струму, яка регулюється у діапазоні від 0 до 63 В, що забезпечує електричну потужність, потрібну для електрозапуску газотурбінних приводів, газоперекачуючих агрегатів та газотурбінних електростанцій.

The article deals with TTP-63-2000A transformer-thyristor converter intended to transform an industrial voltage of  $\sim 380$  V to a direct current voltage that is continuously adjustable in a range of 0 to 63 V, and to provide electric power required for electric start of gas turbine drives, gas boosting units, and gas turbine power plants.

# УДК 621.165

### Д. А. Долматов, А. В. Кукурудза, В. В. Куковякин

# СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ ГРАНИЧНЫХ УСЛОВИЙ ТЕЧЕНИЯ ГАЗООБРАЗНОЙ СРЕДЫ С ТВЕРДЫМИ ЧАСТИЦАМИ ДЛЯ РАЗЛИЧНЫХ ГРАНИЧНЫХ СТРУКТУР

В работе проведено исследование влияния интегральных параметров газообразной среды с твердыми частицами на характер распределения частиц на жидкой границе. Определены основные факторы, влияющие на вид функции твердой границы. Предложен способ определения степени упорядоченности граничной структуры, рассмотрен вопрос влияния интервала осреднения на локальную анизотропность двухфазной среды.

Математическое моделирование течения газа с большим количеством твердых частиц требует сочетания вероятностного подхода с традиционными моделями движения сплошной среды [1, 2]. Ранее [1, 2, 3] были предложены основные уравнения, позволяющие задавать граничные условия на жидкой границе при движении двухфазной среды в виде периодических функций, учитывающих распределение частиц во времени и пространстве как совокупность множества решений системы субинтервалов [3]. Отмечалось, что для определения вида функции твердой грани-

цы  $f_{\pm}(\xi^i, t)$  и уточнения ограничений, налагаемых характером течения на решения системы субинтервалов, необходимо исследование вероятностных распределений центров масс (ЦМ) частиц для различных интегральных характеристик течения на проницаемой границе. Таким образом, численные эксперименты по определению зависимости характеристик движения дискретных частиц от параметров течения сплошной среды являются актуальной задачей.

Граничной структурой будем называть такую совокупность пространственно-временных координат проекций ЦМ твердых частиц на проницаемую границу на протяжении всего интервала осреднения, которая удовлетворяет системе субинтервалов [3]:

$$\begin{cases} \sum_{p=0}^{N_{\Sigma}} \sum_{q=1}^{n_{p}} \tau_{q,p} = T_{a}; \\ \sum_{p=0}^{N_{\Sigma}} \sum_{q=1}^{n_{p}} p \tau_{q,p} = \tilde{\tau} N_{\Sigma}, \end{cases}$$

$$(1)$$

где  $\tau_{q,p}$  — протяженность *q*-го интервала из *p*-го множества;

*n<sub>p</sub>* — количество интервалов в *p*-м множестве;
© Д. А. Долматов, А. В. Кукурудза, В. И. Рядинский, 2009

 $T_a$  – интервал осреднения по времени;

 $\widetilde{\tau}$  — среднее время движения частицы сквозь проницаемую поверхность;

 $N_{\Sigma}-$ количество твердых частиц, пересекших проницаемую границу за время  $T_a$  .

Рассмотрим случай изотропного распределения твердых частиц в пространстве. Пусть A – проницаемая граница, имеющая форму окружности диаметром  $D_A = 0,1$  м (рис. 1). В качестве газообразной среды выберем воздух при T = 293 К и p = 101300 Па. Как было указано ранее [3], в качестве периода функции  $f_{\pm}(\xi^i, t)$  удобно выбрать такое время  $T_a$ , за которое жидкую границу пересекает количество твердых частиц  $N_{\Sigma}$ , суммарная площадь центральных сечений которых равна площади границы A.

При фиксированном  $D_A$  величина  $N_{\Sigma}$ , очевидно, зависит только от среднего диаметра твердой частицы  $\overline{d}_a$ :

 $N_{\Sigma} = \left(\frac{D_A}{\bar{d}_a}\right)^2.$  (2)



Рис. 1. Схема движения частиц сквозь жидкую границу

*ISSN 1727-0219* Вестник двигателестроения № 1/2009

- 19 -

Рассмотрим течения, для которых  $N_{\Sigma} = 1000$ , 5000 и 10000, при этом, как следует из (1),  $\overline{d}_a = 3,162 \cdot 10^{-3}$  м,  $1,414 \cdot 10^{-3}$  м и  $1 \cdot 10^{-3}$  м соответственно. При этом, согласно определению величины  $T_a$ ,

$$T_a = \frac{N_{\Sigma}}{c_a Q_t},$$
 (3)

где *c<sub>a</sub>* – концентрация твердых частиц;

*Q*<sub>t</sub> – объемный расход газа через границу *A*.

Полагая толщину пограничного слоя  $\delta_L$  на твердых стенках жидкой границы  $\delta_L < 0.5 \overline{d}_a$ , можно записать [4]:

$$Q_t = C_A F_A , \qquad (4)$$

где  $C_A$  — нормальная проекция скорости невозмущенного потока на A;

 $F_A = 0.25\pi D_A^2$  — площадь жидкой границы.

Таким образом, величина интервала осреднения  $T_a$  зависит от концентрации частиц и скорости невозмущенного потока. Как было отмечено [2], важнейшей характеристикой течения является математическое ожидание числа ЦМ [m], определяемое теми же величинами:

$$[m] = \frac{\pi}{4} c_a \overline{d}_a D_A^2.$$
<sup>(5)</sup>

Величина [*m*] является средним для плотности нормального распределения, используемой при определении количества членов в каждом множестве субинтервалов [3, 5]:

$$\Gamma(m) = \frac{e^{-0.5(m-[m])^2}}{\sqrt{2\pi}},$$
(6)

и, с учетом того, что m может принимать только неотрицательные положительные значения,

$$\widehat{\Gamma}(k) = \int_{k-0.5}^{k+0.5} \Gamma(m) dm , \qquad (7)$$

где  $0 \le k \le N_{\Sigma}$ .

Учитывая, что область допустимых значений т не совпадает с ОДЗ аргумента функции  $\Gamma(m)$ ,

необходимо изменить функцию  $\widehat{\Gamma}(k)$ . На данной стадии создания математической модели допустимо простое пропорциональное преобразование:

$$\widehat{\Gamma}'(k) = \frac{\widehat{\Gamma}(k)}{\sum_{N_{\Sigma}+0.5} \prod_{j=0,5} \Gamma(m) dm} .$$
(8)

Нетрудно убедиться, что при определении  $\hat{\Gamma}'(k)$  согласно (7) соблюдается условие, налагаемое на дискретизированные функции нормального распределения [5]:

$$\sum_{k=0}^{N_{\Sigma}} \widehat{\Gamma}'(k) = 1.$$
(9)

Как было указано ранее [3], значения имеют лишь те числа *k*, для которых

$$\left\langle \widehat{\Gamma}'(k)N_{\Sigma}\right\rangle > 0,$$
 (10)

где  $\langle n \rangle$  — ближайшее к *n* целое число. Предполагая, что невозможно абсолютное совпадение моментов пересечения границы *A* крайними точками двух частиц, можно утверждать, что общее число субинтервалов в каждом множестве определяется величиной *n<sub>p</sub>* [3], рассчитанной по смягченному условию:

$$n_p = \left\langle \widehat{\Gamma}'(k)(2N_{\Sigma} + 1) \right\rangle > 0.$$
 (11)

В уравнении (11) коэффициент 2 обусловлен количеством субинтервалов при абсолютном несовпадении всех моментов генерации и исчезновения проекций ЦМ на A. В случае допущения совпадения начальных, а следовательно — и конечных моментов времени на абсолютной оси времени, соответственно  $t_b$  и  $t_e$ , необходима коррекция условия (10) с учетом изменения количества субинтервалов.

Особенный интерес представляют такие граничные структуры, для которых постановка граничных условий в форме индивидуальных баллистических уравнений затруднена вследствие взаимного влияния движущихся твердых частиц. Наиболее простой интегральной характеристикой потока с твердыми частицами, наряду с величиной  $c_a$ , является относительный объемный расход твердых частиц  $\chi_a$ :

$$\chi_a = \frac{Q_a}{Q_l}, \qquad (12)$$

где  $Q_a$  — объемный расход твердых частиц;

*Q*<sub>*l*</sub> – объемный расход газообразной фазы.

Учитывая, что для потока с равномерным распределением поля скоростей газообразной среды *С*<sub>*A*</sub> справедливы условия

$$Q_a = \frac{\pi \overline{d}_a^3 c_a Q_t}{4}, \quad Q_l = Q_t - Q_a, \quad (13)$$

можно записать:

$$c_a = \frac{4\chi_a}{\pi \overline{d}_a^3(\chi_a + 1)}.$$
 (14)

На рис. 2 представлена зависимость  $c_a$  от  $\chi_a$  при  $N_{\Sigma} = 1000$ . При 75 %-ном запылении потока концентрация частиц (без учета агрегации) составляет 8,053 · 10<sup>7</sup> м<sup>3</sup>.



**Рис. 2.** Зависимость концентрации частиц от  $\chi_a$ 

На рис. 3 приведены зависимости величин [m] и  $T_a$  от  $c_a$  и  $C_A$  для дозвуковых течений при различных значениях  $N_{\Sigma}$  . Моделирование сверхзвуковых потоков, а также случаев достижения местного сверхзвука требует учета возможных отклонений значений скорости центра масс частиц  $\vec{C}_{IIM}$  от  $\vec{C}_A$ , прогнозирования близких к границе скачков уплотнения и относится к дальнейшим задачам исследования. Кроме того, в данной работе не рассматривается влияние на величины [m] и Т<sub>а</sub> эффекта изменения концентрации частиц вследствие агрегации и дезагрегации последних. Как можно видеть из рис. 3, б, задача определения функции  $f_{\pm}(\xi^{i}, t)$  при низких значениях  $c_a$  сводится к решению баллистических задач, поскольку при математическом ожидании

количества ЦМ меньше 1 большая часть субинтервалов будет соответствовать числам m = 0 и m = 1, т.е. отсутствию ЦМ на проницаемой границе и случаю движения единичной частицы. Правая часть ветви графика нормального распределения для чисел  $m \ge 2$  при заданных граничных условиях также соответствует решению индивидуальных баллистических задач, так как вследствие малого относительного диаметра частиц интерференция возмущений, вызванных их движением через проницаемую границу, при небольших числах *m* невозможна, а множества системы субинтервалов с большими числами *m* при нормальном законе распределения и 0 < [m] < 1остаются пустыми.



Рис. 3. Влияние концентрации на граничные структуры

Вопрос о достаточности интервала  $[0; T_a]$  при низких значениях  $c_a$  требует специального математического моделирования граничных структур, т.к. исследование возможных значений дисперсии функции распределения множеств по числу *m* и определение влияния данного фактора на неравенство, определяющее допустимую погрешность [3], не может быть проведено на основании только временного разбиения движе-

В большинстве случаев величина [*m*] не является целым числом. Рассмотрим несколько вариантов граничных условий, соответствующих различным, а именно течения при

ния частиц через жидкую границу.

 $c_a = 10^6 \text{ м}^{-3}$ ,  $N_{\Sigma} = 1000$ ;  $c_a = 10^6 \text{ м}^{-3}$ ,  $N_{\Sigma} = 5000$  и  $c_a = 10^7 \text{ м}^{-3}$ ,  $N_{\Sigma} = 10000$ . Функция  $\Gamma(m)$ , разумеется, имеет одинаковый вид для всех трех случаев и отличается лишь положением максимума

(общий вид функции представлен на рис. 4).



Рис. 4. Плотность нормального распределения

Количество субинтервалов, соответствующих каждому из чисел *m*, определяется согласно (6)-(10), при этом предполагается, что относительная дисперсия распределения неизменна для всех приведенных граничных условий. Результаты расчета представлены в таблице 1 и на рис. 5.

Как видно из приведенных данных, систему субинтервалов образуют 8, 9 и 10 множеств с различным количеством элементов в каждом. Это означает, что течение газа будет обладать местной анизотропностью довольно высокого порядка, поскольку граничные структуры твердых частиц могут образовывать последовательности с локальным средним  $\overline{m}$  [5], значительно отличающимся от [m]:

$$\overline{m} = (n-k)^{-1} \sum_{i=k}^{n} p_i , \qquad (15)$$

где *n*, *k* – порядковые номера субинтервалов локального осреднения;

*p<sub>i</sub>* — количество проекций ЦМ на *i*-м субинтервале.

Упорядоченность граничной структуры во времени, очевидно, падает с увеличением числа возможных множеств, образующих систему субинтервалов. Поскольку упорядоченность до одного множества (т. е. образование такой системы субинтервалов, для которой в любой момент времени  $p_i = m$ ) невозможна, то наиболее упорядоченной следует считать такую граничную структуру, которая состоит из субинтервалов двух типов, а именно — с числами  $p_i$ , равными ближайшим к [m] целым числам. Количество субинтервалов в каждом из множеств при этом можно найти из простого условия:

$$\begin{cases} n_{-} = \int_{-\infty}^{a+0,5} \Gamma(m) dm; \\ n_{+} = \int_{a+0,5}^{+\infty} \Gamma(m) dm, \end{cases}$$
(16)

где a — наибольшее целое число, не превышающее [m].

$c_a = 10^6 \mathrm{m}^{-3}$ , $N_{\Sigma} = 1000$										
т	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
n <sub>p</sub>	0	5	65	346	732	617	207	27	2	0
				$c_a = 10^6$	$5  \mathrm{m}^{-3}$ , $N_2$	$_{\Sigma} = 5000$				
т	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9
n <sub>p</sub>	1	37	441	2050	3782	2780	812	94	4	0
$c_a = 10^7 \mathrm{m}^{-3}$ , $N_{\Sigma} = 10000$										
т	25	26	27	28	29	30	31	32	33	34
n <sub>p</sub>	1	31	477	2900	6971	6673	2542	383	22	1

Таблица 1

#### Общие вопросы двигателестроения







Рис. 5. Дискретизированные функции распределения количества субинтервалов с числами *m* 

Пример максимально упорядоченной во времени граничной структуры приведен на рис. 6.



**Рис. 6.** Максимально упорядоченная граничная структура ( $c_a = 10^6 \text{ m}^{-3}$ ,  $N_{\Sigma} = 1000$ )

Помимо максимально упорядоченной структуры, возможны и другие граничные структуры с малой анизотропностью и уменьшенным, по сравнению с нормальным распределением, числом множеств.

Количество граничных структур, удовлетворяющих системе субинтервалов, при любых граничных условиях меньше общего числа возможных перестановок, которые возможно образовать из  $2N_{\Sigma} + 1$  элементов, делящихся на  $N_{\Sigma}$  подмножеств различимых элементов с  $n_p$  членов в каждом подмножестве. Этот эффект связан с тем, что последовательность субинтервалов не может быть выбрана произвольно. Для любых двух субинтервалов действует следующее правило:

$$|m_n - m_{n-1}| = 1, \qquad (17)$$

где n — порядковый номер субинтервала при последовательной нумерации всех субинтервалов, входящих в интервал осреднения. При этом для любой границы двух субинтервалов, соответствующей начальной точке движения частицы через проницаемую границу,  $m_n = m_{n-1} + 1$  (так как количество проекций ЦМ на проницаемой границе при этом увеличивается на 1). И наоборот, для любой границы субинтервалов, соответствующей конечной точке движения частицы,  $m_n = m_{n-1} - 1$ .

Поскольку абсолютное совпадение начальных моментов движения частиц сквозь границу A невозможно, то изменение  $m_n$  более, чем на 1, также невозможно. Случай, когда  $m_n = m_{n-1}$ , возможен лишь для субинтервалов, для которых  $m_n = 0$ . Однако в системе субинтервалов каждый

отдельный субинтервал должен быть отделен событием возникновения или исчезновения проекции ЦМ на проницаемой границе. Очевидно, границей между субинтервалами с  $m_n = 0$  не может быть такое событие, а следовательно, эти субинтервалы должны считаться единым целым.

Правило (17) действует как для нормального распределения субинтервалов, так и для любой сколь угодно упорядоченной реальной граничной структуры. В связи с этим возникает необходимость создания методики определения возможности существования упорядоченных структур заданной степени с учетом (17), а также допустимых степеней упорядоченности при заданных граничных условиях [5, 6].

Дальнейшие исследования предполагают изучение структур различной степени упорядоченности, разработку критериев упорядоченности граничных структур для различных интервалов осреднения по времени, а также изучение влияния количества множеств субинтервалов на число возможных граничных структур, не связанных между собой циклическим сдвигом. Кроме того, важнейшей задачей является согласование временного и пространственного распределений частиц

для аналитического задания функции  $f_+(\xi^i, t)$ .

#### Перечень ссылок

- Долматов Д. А. Общий вид функции осаждения для случая течения запыленного газа в каналах сложной формы / Д. А. Долматов // Вісник двигунобудування. 2008. № 1. С. 128–135.
- Долматов Д. А. Постановка баллистической задачи при исследовании течения газа с твердыми частицами в фиксированном линейно связанном объеме / Д. А. Долматов // Вісник двигунобудування. – 2008. – № 1. – С. 136– 140.
- Долматов Д. А. Задание граничных условий при течении газа с твердыми частицами / Д. А. Долматов // Авиационно-космическая техника и технология: научно-технический журнал. – Х. : «ХАИ», 2008. – Вып. 2/47. – С. 57–60.
- Седов Л. И. Механика сплошной среды : в 2 т. / Л. И. Седов. – М. : Наука, 1973. – 536 с.
- Феллер В. Введение в теорию вероятностей и ее приложения : в 2 т. / В. Феллер. – М. : Наука, 1984. – 884 с.

Поступила в редакцию 11.02.2009

В роботі проведено дослідження впливу інтегральних параметрів газоподібного середовища з твердими частинками на характер розподілу частинок на рідкій межі. Визначені головні фактори, що впливають на вид функції твердої межі. Запропоновано засіб визначення ступеня впорядкованості граничної структури, розглянуто питання впливу інтервалу осереднення на локальну анізотропність двофазного середовища.

The influence of integral parameters of a solid-particle-laden gaseous medium on a character of particle distribution over a liquid interface has been studied in the work presented. The major factors that can affect the aspect of a solid interface function are determined. The method of determining the degree of interface structure ordering is offered, and the averaging interval influence on local two-phase medium anisotropy is discussed. УДК 621.4: 621.43.018.8

### В. О. Мазін

# ІНДУКТОРНЕ ГАЛЬМО ДЛЯ СТЕНДОВИХ ІСПИТІВ ТЕПЛОВИХ ДВИГУНІВ: МЕТОД ТЕПЛОВОГО РОЗРАХУНКУ

Розроблено метод теплового розрахунку гальмових пристроїв індукторного типу. Виконано розрахунок гальма IT-22, що використовується в лабораторній установці для іспитів автомобільного двигуна BA3-2101. Установлено температурне поле і найбільш навантажені зони, позначені границі допустимого нагрівання цього гальма.

Індукторні гальма відомих конструкцій охолоджуються проточною водою, схема системи охолодження і варіанти з'єднання каналів показані на рис. 1. Вода надходить з резервуара, встановленого на визначеному рівні, і має постійний напір. При вході вода розділяється на 2 потоки для автономного охолодження половин гальма. Подовжні канали для проходу охолоджуючої води виконуються в статорі гальма, вони з'єднуються в ланцюг послідовно чи паралельно-послідовно (поєднуються в групи, секції) і утворюють загальні канали охолодження половин гальма, що складаються т.ч. з ділянок. Умови тепловіддачі на ділянці через невелику довжину змінюються мало — практично постійні, для групи з'єднаних паралельно каналів однієї ділянки вони загальні і практично постійні також, а за довжиною каналів системи охолодження половин гальма — змінюються східчасто (від ділянки до ділянки). Система охолодження гальма характеризується:

 $d, \ell, h - діаметром, довжиною і глибиною закладення каналу (ділянки);$ 

*n<sub>e</sub>* — числом паралельно з'єднаних каналів у групі з однаковими умовами тепловіддачі;

*n* — загальним числом (кількістю) каналів системи охолодження.



Рис. 1. Схема системи охолодження індукторного гальма, перетини

*а* – поперечне, *б*, *в* – подовжні розгорнуті по колу; варіанти з'єднання каналів: *б* – послідовне, *в* – паралельно-послідовне

© В. О. Мазін, 2009

ISSN 1727-0219 Вестник двигателестроения № 1/2009

Система охолодження розраховується з припущення, що вся теплова енергія, яка виділяється у гальмі, витрачається на нагрівання охолоджуючої води, що проходить через подовжні канали в статорі. Теплота, що передається вільною конвекцією через зовнішню поверхню гальма у навколишнє середовище, зневажається.

Кількість теплоти, що виділяється у гальмі за одиницю часу

$$Q = N_{\rho},$$
Дж = Вт·с.

Ця теплота йде на нагрівання охолоджуючої води, що проходить через гальмо. За визначенням теплоємності

$$Q = c \cdot G \cdot \Delta t,$$

де c, Дж/кг K — масова теплоємність води [1, 2];

*G*, кг/с – масова витрата води через гальмо;  $\Delta t = t_{e2} - t_{e1}$ , К – підвищення температури охолоджуючої води у гальмі.

Найбільш уразливим елементом індукторного гальма є котушка збудження, нормальна безаварійна робота можлива у визначеному інтервалі температур. Перевищення температури може спричинити оплавлення ізолюючого покриття витків чи складу щодо запікання котушки. Граничні умови для індукторного гальма задаються за робочими температурами чи температурами розм'якшення відповідних матеріалів. З цих розумінь задається підвищення температури охолоджуючої води і визначається її витрата, що повинна відповідати саме такому підвищенню, а не більшому. Масова й об'ємна витрати води

$$G = \frac{Q}{c \cdot \Delta t}$$
, KF/c;  $V = G/\rho$ , M<sup>3</sup>/c,

де  $\rho$ , кг/м<sup>3</sup> – щільність води.

Прохідний переріз групи паралельно з'єднаних каналів з однаковими умовами тепловіддачі

$$f = \frac{\pi}{4} \cdot d^2 \cdot n_{\mathcal{E}}, \, \mathrm{M}^2.$$

Швидкість і режим течії охолоджуючої води у каналах за критерієм Рейнольдса

$$w = \frac{V}{f}$$
, M/c; Re  $= \frac{w \cdot d}{v}$ ,

де  $v(t) = \mu(t)/\rho$ ,  $M^2/c$  – коефіцієнт кінематичної в'язкості води при визначеній температурі; тут  $\mu(t)$  – динамічна в'язкість води [1, 2].

Задається такий напір охолоджуючої води, як правило, щоб у каналах мав місце турбулентний режим течії: критерій Рейнольдса Re >> 2300.

Напір води, необхідний для забезпечення відповідної швидкості охолоджуючої води, можливо визначити за рівнянням Бернуллі

$$H = \frac{1}{2g} \left(\frac{w}{\mu_{\kappa}}\right)^2, \, \mathrm{M},$$

де  $\mu_{\kappa} = 0,7...0...0,85 - коефіцієнт витрати кругло$ го горизонтального каналу.

Граничні умови задаються на температури теплоносія (охолоджуючої води) чи внутрішньої поверхні статора. Температура води на виході з групи каналів з однаковими умовами тепловіддачі (найбільш нагрітий переріз ділянки) за визначенням теплоємності

$$t_{g2} = t_{g1} + \frac{Q_1}{c \cdot G_1}, ^{\circ}\mathrm{C},$$

де  $t_{\theta 1}$  — температура води на вході в групу паралельно з'єднаних каналів,

 $G_1, Q_1$  — витрата води через один канал і теплота, відведена одним каналом;

 $G_1 = G/n_2; Q_1 = Q/n.$ 

Температура стінки каналу за рівнянням Ньютона-Ріхмана

$$t_{cm1} = t_{62} + \frac{Q_1}{\pi \cdot d \cdot \ell \cdot \alpha},$$

де  $\alpha = \mathrm{Nu} \cdot \lambda_{\rho} / d$  – коефіцієнт тепловіддачі від стінок каналу до води;

 $\lambda_{c}(t)$  – коефіцієнт теплопровідності води при визначеній температурі [1, 2].

Критерій Нуссельта для турбулентного потоку в прямій круглій трубі [3]  $Nu = 0.021 \cdot Re^{0.8} \cdot Pr_B^{-0.43} (Pr_B / Pr_C)^{0.25};$   $Pr_e(t) - критерій Прандтля для води при виз-$ 

наченій температурі,

 $\Pr_c-$ критерій Прандтля для стінки каналу [3].

Для коротких каналів при відношенні 
$$\frac{\ell}{d} < 50$$

варто враховувати особливості тепловіддачі через її стабілізацію, звичайно уточнюється коефіцієнт тепловіддачі [3]

$$\alpha = \alpha \cdot \varepsilon_{\ell}$$
.

З позицій теплотехніки статор гальма є напівобмежений масив з одиночною трубою (внутрішнім розточенням), температура на внутрішній поверхні статора у місці перетворення енергії вихрових струмів Фуко у теплоту [4, 7]

$$t_{cm2} = t_{cm1} + \frac{q_{\ell} \cdot \ell \cdot \left[\frac{h}{r} + \sqrt{\left(\frac{h}{r}\right)^2} - 1\right]}{2 \cdot \pi \cdot \lambda},$$

де  $q_{\ell} = \frac{Q_1}{\ell}$  — лінійний тепловий потік, що приходиться на один охолоджуючий канал,

 λ – коефіцієнт теплопровідності матеріалу статора [7],

 $r = \frac{d}{2}$ , h — радіус і глибина закладення каналу.

Використовуючи цей метод, виконаний тепловий розрахунок індукторного гальма лабораторії двигунів ЗНТУ, його технічна характеристика: d = 16,  $\ell = 280$ , h = 15 (мм), n = 40,  $n_e = 4$ ; це гальмо використовується для іспитів автомобільного двигуна ВАЗ-2101 потужністю  $N_e = 45,6$  кВт. Резервуар щодо живлення розташований вище входу в гальмо на H = 2,4 м — напір охолоджуючої води, температура води на вході у гальмо  $t_{e1} = 20$  ° C (прийнята як середньостатистичне значення).

На виході з гальма температура води дорівнює 70 °С, тобто у гальмі вона нагрівається на 50°С. Оскільки в статорі виконано 40 каналів, що об'єднані у 10 груп по 4 канали, то при проходженні через одну ділянку вода нагрівається

на  $\frac{50}{10} = 5$  °C. Результати розрахунку температур

теплоносія, стінки охолоджуючого каналу і внутрішньої поверхні статора приведено в таблиці 1.

Таблиця 1 — Температури охолоджуючої води, стінок охолоджуючого каналу і внутрішньої поверхні статора у найвідповідальніших місцях гальма, ° С

Контрольний	Вола	Стінка	Поверхня	
переріз	Бода	каналу	статора	
Вхід у гальмо	20	65,7	99,4	
Вихід з гальма	70	90,0	116,8	

Розрахункове дослідження показало, що температура нижньої частини статора вище, ніж верхньої; це пояснюється тим, що охолоджуюча вода послідовно проходить по 10-ти ділянках і поступово нагрівається. Однак навіть найбільш нагріта частина статора має задовільну температуру, що забезпечує нормальну безаварійну роботу гальма, оскільки найнижчі робочі температури чи температури розм'якшення ізолюючих покрить аналогічних електротехнічних пристроїв складають 120...150 ° C [8].

Адекватність методу і вірогідність результатів розрахунку підтверджені результатами вірифікуючого фізичного експерименту, замірялися температури теплоносія і зовнішньої поверхні статора у характерних перерізах. За цими даними встановлено похибку розрахункового дослідження, яка склала 1,27%, і що для подібних досліджень вважається задовільним.

#### Перелік посилань

- Михеев М. А. Основы теплопередачи / М. А. Михеев, И. М. Михеева. – М. : Энергия, 1977. – 344 с.
- Ривкин С. Л.Термодинамические свойства воды и водяного пара / С. Л. Ривкин, А. А. Александров. – М.: Энергия, 1975. – 80 с.
- Исаченко В. П. Теплопередача / В. П. Исаченко, В. А. Осипова, А. С. Сукомел. – М.: Энергоиздат, 1981. – 416 с.
- Кутателадзе С.С. Справочник по теплопередаче / С.С. Кутателадзе, В. М. Боришанский. – Л., М.: Госэнергоиздат. – 1959. – 414 с.
- Беляев Н. М. Основы теплопередачи / Н. М. Беляев. – К. : Вища шк., 1989. – 343 с.
- Юдаев Б. Н. Техническая термодинамика. Теплопередача / Б. Н. Юдаев. М. : Высш. шк., 1988. – 479 с.
- Теоретические основы теплотехники. Теплотехнический эксперимент : справочник / Григорьев В. А., Зорин В. М. – М. : Энергоатомиздат, 1988. – 560 с.
- Лахтин Ю. М. Материаловедение / Ю. М. Лахтин, В. П. Леонтьева. М.: Машиностроение, 1990. – 527 с.

Поступила в редакцию 15.10.2008

Разработан метод теплового расчета тормозных устройств индукторного типа. Выполнен расчет тормоза ИТ-22, используемого в лабораторной установке для испытаний автомобильного двигателя ВАЗ-2101. Установлены температурное поле и наиболее нагруженные зоны, обозначены границы допускаемого нагрева этого тормоза.

The method of thermal design of induction type brake devices has been developed. Calculations of IT-22 brake used in the lab unit for testing VAZ-2101 motor vehicle engine have been carried out. The temperature field and the most loaded areas have been established, with the borders of admissible brake heating identified.

УДК 629.7.087

С. Н. Кулагин, А. В. Дробот, Л. Г. Дубовик

# ЛОКАЛЬНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ПЛАЗМЫ И УРОВЕНЬ КОЛЕБАНИЙ ЭЛЕКТРОМАГНИТНОГО ПОЛЯ В ХОЛЛОВСКОМ ДВИГАТЕЛЕ ПРИ ИЗМЕНЕНИИ ПРОВОДИМОСТИ СТЕНОК РАЗРЯДНОЙ КАМЕРЫ

Приведены результаты экспериментальных исследований влияния проводимости стенок разрядной камеры (PK) на локальные характеристики плазмы в холловском двигателе малой мощности. Полученные данные свидетельствуют о значительном влиянии проводимости стенок PK на локальные характеристики плазмы, что, в конечном счете, приводит к изменению интегральных характеристик двигателя и уровня колебаний электромагнитного поля.

В настоящее время эффективным инструментом для научных и прикладных исследований в космосе являются космические аппараты массой менее 100 кг (микроспутники). Предпосылкой для создания и развития микроспутников послужила совокупность ряда факторов, делающих эти системы наиболее пригодными и универсальными в условиях изменяющихся акцентов назначения космических аппаратов. Снижение массы и габаритов КА требует разработки соответствующих двигательных установок для систем ориентации, стабилизации и коррекции орбиты КА.

Перспективным двигателем для МС является холловский двигатель (ХД), что обусловлено его конструктивной простотой, надежностью и принципиальной возможностью получения необходимых тягово-энергетических характеристик. Применение ХД на космических аппаратах массой меньше 100 кг сдерживается, в основном, их малой энерговооруженностью (N < 100 Bt). Отсутствие достаточно отработанных ХД указанного уровня мощности обусловливает необходимость их дальнейшего совершенствования и отработки, так как существующие образцы имеют сравнительно низкий КПД. Следовательно, поиск способов повышения эффективности ХД малой мощности (ХДММ) при минимизации энергопотребления является весьма актуальной задачей.

В работе [1] предлагается новая концепция холловского двигателя с разделением проводящего канала на несколько секций. Эта схема по сравнению с традиционной позволяет увеличить ресурс, уменьшить вторичную электронную эмиссию и снизить потери разрядной мощности, что приводит к увеличению КПД. Подтверждена принципиальная возможность создания ХД с проводящим секционированным каналом при сравнительно высокой эффективности (около 60%). В работе [2], с целью определения влияния проводимости стенок разрядной камеры в районе переднего среза на эффективность работы ХД малой мощности, были проведены экспериментальные исследования характеристик двигателя, конструкция которого позволяла оперативно менять полюсные наконечники и соответственно проводимость стенок РК.

В исследованной модели разрядная камера состояла из трех секций: первая образована внутренними стенками полого анода-газораспределителя, вторая — стенками изоляторов, третья — стенками полюсных наконечников, для изготовления которых использовались алюмонитрид бора (диэлектрик) и пиролитический графит (проводник). Показано, что в рассмотренном диапазоне мощностей (40-160 Вт) использование проводящих полюсных наконечников приводит к увеличению КПД холловского двигателя на ~1-2 %.

Целью настоящей работы является исследование влияния проводимости полюсных наконечников на распределение локальных характеристик плазмы в разрядной камере ХД малой мощности.

Исследование локальных параметров плазмы в РК двигателя, схема которого приведена в [2], проводилось зондовым методом. Для этих целей использовался цилиндрический Ленгмюровский зонд, закрепленный в однокоординатном манипуляторе, позволявшем перемещать зонд вдоль оси РК. Координатное устройство закреплялось на заднем фланце двигателя, при этом, зонд вводился со стороны анода и перемещался вдоль срединной поверхности РК. Изолятором зонда служила трубка из электротехнического фарфора с наружным диаметром 1,5 мм. Собирающая поверхность зонда имела диаметр 0,5 мм и длину 1,2 мм (вольфрамовая проволока). Электрическая схема подключения зонда показана на рис. 1.

<sup>©</sup> С. Н. Кулагин, А. В. Дробот, Л. Г. Дубовик, 2009



Рис. 1. Электрическая схема зондовых измерений

На схему от источника питания ТЭС-20 подавалось стабилизированное напряжение 100 В. Спаренные резисторы R1, R2 позволяли получить нулевую точку. Результаты измерений регистрировались двухкоординатным самописцем ЛКД-4. Резистор R5 подключался при тарировке самописца микроамперметром M 2038 с погрешностью 0,5%, диоды D1, D2 позволяли получить логарифмическую характеристику зондового тока.

Вход «Х» через делитель напряжения R3, R4 регистрировал напряжение между анодом двигателя и зондом. Вход «Y» регистрировал падение напряжения на диодах D1, D2, зависящее от зондового тока.

Ввиду большой плотности тепловых потоков на зонд во избежание его перегрева двигатель работал в режиме однократных импульсов длительностью 1,5 с. Подача напряжения на зонд для снятия вольт-амперных характеристик (ВАХ) была синхронизирована со временем горения разряда, т.е. при зажигании разряда одновременно на зонд подавалось определенное значение напряжения. В течение паузы длительностью 5 с выставлялось следующее значение напряжения, и при очередном включении разряда фиксировалась следующая точка ВАХ зонда.



Рис. 2. Спектр колебаний электромагнитного поля

Вольт-амперные характеристики зонда для оценки температуры электронов и потенциала плазмы обрабатывались графически по стандартной методике [3]. Концентрация заряженных частиц рассчитывалась по соотношению:

$$I_i = \frac{1}{2} e n_e S \sqrt{\frac{kT_e}{M}} ,$$

где  $I_i$  — ионный ток насыщения; S — площадь собирающей поверхности зонда; M — масса атома рабочего вещества; e — заряд электрона;  $T_e$  — температура электронов;  $n_e$  — концентрация электронов.

При этом предполагалось справедливым условие квазинейтральности плазмы  $n_e \cong n_i$ , где  $n_i$  — концентрация ионов.

Измерения проводились при фиксированных массовом расходе ксенона (0,94 мг/с), разрядном напряжении (120 В) и токе катушки намагничивания, соответствующем минимальному току разряда.

Распределения потенциала плазмы  $\varphi_{nn}$ , напряженности электрического поля *E*, температуры электронов  $T_e$  и концентрации плазмы  $n_i$  приведены на рис. 3 (*в*, *г*, *д*, *e*). Там же приведены элементы конструкции РК и распределение радиальной составляющей магнитной индукции *B* (*a*, *б*).

Полученные данные показывают:

 в случае использования проводящих полюсных наконечников, потенциал плазмы спадает «быстрее», чем для диэлектрических, что свидетельствует о смещении слоя ионизации и ускорения в сторону анода и может быть объяснено шунтированием слоев плазмы с различным потенциалом проводящими стенками PK;

 максимальная напряженность электрического поля выше для проводящих стенок РК;

 температура электронов при диэлектрических стенках PK ниже, что свидетельствует о возможном механизме «охлаждения» электронной компоненты при взаимодействии со стенкой PK;

 концентрация ионов в районе переднего среза анода выше для проводящих наконечников, что связано со смещением зоны интенсивной ионизации в сторону анода.

В целом полученные данные свидетельствуют о значительном влиянии проводимости стенок РК на локальные характеристики плазмы, что, в конечном счете, приводит к изменению интегральных характеристик двигателя.



Общие вопросы двигателестроения

Рис. 3. Элементы конструкции РК (*a*), распределение магнитного поля (б) и локальные характеристики плазмы (*в*, *г*, *д*, *e*)

#### Перечень ссылок

- Zhakupov A. Hall Thruster With a Sectioned Conducting Channel / A. Zhakupov, S. Khartov, L. Latyshev // Proc. 3<sup>rd</sup> International Conference on Spacecraft Prorulsion. ESA SP-465. – France : Cannes, 2000. – P. 277–279.
- 2. Кулагин С.Н. Влияние проводимости стенок разрядной камеры на эффективность хол-

ловского двигателя / С. Н. Кулагин, Л. Г. Дубовик, В. Н. Балашов // Вісник двигунобудування. – 2007. – № 1. – С. 27–29.

Меликов И. В. Экспериментальное исследование внутрианодных процессов в ускорителе с замкнутым дрейфом электронов (УЗДП) / И. В. Меликов // ЖТФ. – М., 1974. – Т. XLIV, № 1. – С. 59–64.

Поступила в редакцию 13.10.2008

Наведено результати експериментальних досліджень впливу провідності стінок розрядної камери (PK) на локальні характеристики плазми в холлівському двигуні малої потужності. Одержані дані свідчать про значний вплив провідності стінок PK на локальні характеристики плазми, що в результаті призводить до зміни інтегральних характеристик двигуна.

The article shows the results of experimental researches of the discharge chamber (DC) wall conductivity influence on local plasma characteristics in a low power Hall engine. The data received confirm significant DC wall conductivity influence on local plasma characteristics, which eventually results in changing integral engine characteristics and electromagnetic field oscillations as well.

# УДК 621.891

В. І. Кубіч, Л. Й. Івщенко

# ДО ПИТАНЬ ФІЗИЧНОГО МОДЕЛЮВАННЯ РОБОТИ ТРИБОЗ'ЄДНАННЯ «ШИЙКА-ПОКРИТТЯ-ВКЛАДИШ»

Розглянуто можливості обладнання для випробування на тертя та зношування, запропоновано підходи для фізичного моделювання роботи трибоз 'єднання «шийка-покриттявкладиш» для визначення закономірностей зміни властивостей поверхневого шару матеріалів пар тертя при дії факторів впливу за умов складного навантаження та руху, що найбільш повно буде відповідати реальним умовам експлуатації.

#### Актуальність

В даний час є ряд проблем у вивченні фізикохімічних процесів в покриттях, в перехідних шарах і основному матеріалі елементів трибоз'єднань, визначених умовами роботи трибосистем об'єктів дослідження, що важко реалізувати в пропонованих методиках і можливостями існуючого обладнання. Це зв'язано, перш за все, з фізичним моделюванням процесів на стадії експерименту: використовувані зразки матеріалів, умови їх взаємодії не повною мірою відповідають швидкісним, навантажувальним, температурним режимам роботи трибоз'єднань в реальних умовах [1-6].

Фізичне моделювання контактної взаємодії елементів трибоз'єднання «шийка-покриттявкладиш» двигуна внутрішнього згоряння є ключовою ланкою в отриманні більш вірогідніших результатів випробувань, що проводяться в лабораторних умовах, а також основою для подальшого прогнозування характеру зміни його триботехнічних характеристик, структурних параметрів в реальних умовах експлуатації.

Аналіз геометричних характеристик даного трибоз'єднання показав, що для об'єктивної оцінки зносостійкості поверхонь відповідно до параметрів вимірювань, які отримуються в результаті лабораторних випробувань, недоцільно знехтувати осьовим зсувом, вертикальними і горизонтальними переміщеннями шийки, а також тангенціальними і радіальними силами в зоні деформацій [4].

Для дослідження триботехнічних характеристик з'єднань такого роду пропонується використовувати такі схеми тертя як «ролик-колодка», «вал-втулка», а також різні методики випробувань де варіюються швидкісні і навантажувальні режими взаємодії поверхонь зразків [2]. Проте однозначних рекомендацій як до схем тертя, так і створюваних при цьому кінематики і динаміки навантаження елементів трибоз'єднання «шийка-покриття-вкладиш» немає.

Відповідно до приведеного викликають особливий інтерес наступні питання. По-перше — на-

© В. І. Кубіч, Л. Й. Івщенко, 2009

скільки існуюче устаткування, зокрема, пристрої для випробування на тертя і зношування, дає можливість визначати закономірності зміни властивостей матеріалів пар тертя приведеного типу при дії факторів впливу при складному навантаженні та руху [4], що у більшому наближенні буде відповідати реальним експлуатаційним умовам роботи. По-друге — яку конструкцію та можливості повинен мати пристрій для випробування на тертя трибоз'єднання «шийка-покриття-вкладиш», тобто, яким чином можливо виразити фізичну модель контактної взаємодії елементів досліджуваного трибоз'єднання.

#### Огляд публікацій і аналіз можливостей існуючого обладнання

Для визначення можливостей пристроїв для випробування на тертя і зношування пар тертя типу «вал-втулка», що відповідає з'єднанню «шийка-покриття-вкладиш» виконувався аналіз патентної і технічної інформації [1, 2, 5-12] за наступними визначальними ознаками:

а) наявність і функціональність:

- механізму приводу;
- вузла навантаження;
- вузла кріплення;
- вимірювальної системи;

б) схема тертя: «вал-втулка»; «ролик (вал)колодка; «колодка (вал)-колодка (вал)»;

в) тип змащення вузла: «рідинне краплинне відкрите»; «рідинне закрите»;

г) тип руху елементів схеми: обертальне; зворотно-обертальне ролика, колодка нерухома; обертальне ролика, коливання колодки у перпендикулярній площині з амплітудою; обертальне колодки, окружне колодки на незначний кут; обертальне ролика, нерухоме втулки з покриттям; обертальне ролика, колодка нерухома;

д) тип навантаження: одномірне; двомірне; тримірне;

е) параметри вимірювання: момент тертя; зношування; мікрозйомка поверхонь; відносне переміщення зразків.

Зіставлення значень технічних показників показало, що:

— для визначення триботехнічних параметрів матеріалів, які випробуються на тертя та зношування, застосовують стандартну схему тертя з одномірним поступовим навантаженням, або навантаженням (фіксоване), яке пропонується відповідною методикою випробувань у кожному окремому випадку, але не в повній мірі враховує навантаження, що відбувається в реальних умовах, наприклад, його безперервна зміна у деяких інтервалах з подальшою стабілізацією відносно визначеної величини;

— взаємне переміщення контактуючих поверхонь, яке у тому чи іншому випадку моделює процеси тертя реальних вузлів, має обмеженість у напрямках руху, що не може сприяти отриманню реальних умов взаємодії деталей трибоз'єднань, особливо, якщо мова йде про визначення змін структурних параметрів досліджуваних зносостійких покрить, які можуть застосовуватись в них;

– середовище умов тертя, відносно якого проводяться випробування матеріалів, ні в якому разі не може відповідати специфічнім умовам роботи досліджуваного трибоз'єднання та сприяти подальшому отриманню більш імовірних результатів, які не можуть бути обгрунтовані контактною взаємодією поверхонь у використовуваних пристроях.

Таким чином пристрій для випробування на тертя, що фізично моделює роботу трибоз'єднання «шийка-покриття-вкладиш» повинен мати:

а) схему тертя – типу «вал-втулка»;

6) тип руху — тільки обертальний валу з відноснім зміщенням втулки у подовжньому напрямку та коливальному переміщенні її у площині, перпендикулярній валу;

в) тип навантаження – двомірне (тримірне);

г) тип змащення вузла — рідинне закрите зі зміною тиску мастила в зоні тертя;

д) механізм приводу — з безступеневою
 зміною частоти обертання валу;

е) вузол навантаження — зі зміною напрямку дії сили;

ж) вузол кріплення зразків — з можливістю відносного зсуву корпусу втулки відносно валу;

i) параметри вимірювання: момент тертя; знос; мікрозйомка поверхонь; відносне переміщення зразків.

#### Репрезентація фізичної моделі і її можливостей

Відповідно до позначених вимог до пристрою для випробування на тертя пропонуються наступні технічні рішення, покладені в основу фізичної моделі роботи трибоз'єднання «шийка-покриття-вкладиш».

В цілому модель взаємодії елементів трибоз'єднання будується на базі стандартного обладнання для випробування на тертя і зношування, зокрема, пропонується використовувати машину тертя СМЦ-2, особливістю конструкції якої є наявність додаткових електричних приладів, що дають можливість змінювати і реєструвати частоту обертання валу безперервно в межах 500-1825 хв<sup>-1</sup>. До складу машини СМЦ-2 входить реєстрація величини моменту тертя, що виражається в умовних одиницях. Стандартний механізм навантаження, камера для випробування зразків в рідинному середовищі, що входять в комплект машини, для фізичного моделювання не застосовуються, зважаючи на недосконалість її конструкції та невідповідності позначеним вимогам.

Безпосередньо на вал бабки нижнього зразка машини тертя встановлюється додатковий пристрій. Конструкція, способи управління елементами конструкції такого пристрою і є в цілому фізична модель роботи трибоз'єднання, рис. 1, a;  $\delta$ .

Пристрій складається з:

 — шийки (валу), посадженої на вихідний вал машини тертя;

 – роз'ємного і герметизованого корпусу з вкладишами, який посаджено на шийку з урахуванням необхідного зазору;

 механізмів для задавання необхідних кінематичних і динамічних режимів взаємодії шийки з вкладишами;

- мастильної системи (мастильний бак, насос, клапани, крани, манометри), що забезпечує як подачу масла під тиском в зону тертя шийки з вкладишами, так і управління режимами роботи елементів з'єднання (як варіант). Для останнього може застосовуватись як електромеханічний, так і пневматичний привід.

Принцип дії такого пристрою полягає в наступному.

Вал бабки нижнього зразка, що обертається, обертає зразок — шийку, встановлену в корпусі з вкладишами, причому, шийка має можливість зміщуватися відносно вкладишів. Вкладиші нерухомо закріплені в корпусі, до якого здійснюється підведення і відведення змащувального матеріалу. Корпус вкладишів рухомо пов'язаний з корпусом машини. При цьому є можливість переміщати його в подовжньому і поперечному напрямках. На корпусі встановлюються механізми, що забезпечують режими кінематики і динаміки роботи вузла «шийка-вкладиші». Принцип дії їх засновано на створенні необхідного навантаження на корпус мастильної системи: точно вертикально, імітуючи при цьому радіальну силу Pr, з деяким зсувом від центру – тангенціальну Рт, при цьому існує можливість забезпечити зміщення самого корпусу щодо шийки.

Такий підхід до моделювання роботи досліджуваного вузла тертя дає можливість проводити вимірювання моменту тертя *Mt*: — не при фіксованих навантаженнях  $P(P_1, P_2, P_3, ..., P_{i+1}, H) = \text{const}$ , а при квазістатичному навантаженні  $P(P_1-P_2, P_3-P_4, P_i - P_{i+1}) \neq \text{const}$ , не виключаючи перших. Причому напрямок навантаження може відповідати як радіальній силі в зоні контакту  $P_r$ , так і тангенціальній  $P_{\tau}$ ;

— не при фіксованих частотах обертання приводу зразка-шийки  $n(n_1, n_2, n_3, ..., ... n_{i+1}, \text{мih}^{-1}) =$  const, а при квазістатичному швидкісному русі  $n(n_1-n_2, n_3-n_4, n_i-n_{i+1}) \neq$  const, не виключаючи перших;

- не при фіксованому тиску масла в зоні тертя поверхонь  $p(p_1, p_2, p_3 \dots p_{i+1}, \text{кгс/см}^2) = \text{const}$ , а при квазістатичному режимі змащування  $p(p_1-p_2, p_3-p_4, p_i-p_{i+1}) \neq \text{const}$ , не виключаючи перших; - не у статичній взаємодії втулки з валом при швидкісному і динамічному режимах роботи S = 0, мм, а при їх рухомій взаємодії щодо осей QX, QY, QZ, SX(S + S + S + M); SV(S + S + S + M)

 $OX, OY, OZ: Sx(S_{x1}, S_{x2} \dots S_{xn+1}); Sy(S_{y1}, S_{y2}, \dots, \dots, S_{yn+1}); Sz(S_{z1}, S_{z2}, \dots, \dots, S_{zn+1}),$  не виключаючи першого стану.

Перераховані режими можуть розглядатися як варіант фізичної моделі взаємодії елементів досліджуваного трибоз'єднання в реальних умовах роботи такої трибосистеми, як двигун внутрішнього згоряння.

На підставі чисельних значень моменту тертя, що реєструються в умовних одиницях, отриманих залежно від діапазонів кінематичних і динамічних параметрів роботи вузла, вважається можливим побудувати графічні залежності зміни коефіцієнта тертя, як за тимчасовим показником, так і за величиною пройденого шляху. Причому характер зміни графічних залежностей буде з високою вірогідністю відображати суть процесів в локальних зонах контакту поверхонь елементів, відповідно до реальних умов роботи.

За рахунок введення в елементи пристрою додаткових компонентів: термопар, тензодатчиків, представляється можливим також спостерігати і фіксувати інші характеристики, наприклад, температуру і напруги в зоні локального контакту і поза її межами.

Не вирішеним є питання про вимірювання зносу поверхонь в процесі лабораторних випробувань без демонтажу зразків з пристрою, хоча і це можливо застосуванням тих же тензодатчиків.

Значення кінематичних параметрів: відносні лінійні зсуви втулки; частота обертання валу; динамічні параметри: величина навантаження і її напрям; тиск мастила — повинні прийматися, виходячи з особливостей технічних, геометричних характеристик з'єднання, динамічного розрахунку, зовнішньої швидкісної характеристики для кожного конкретного двигуна.



Рис. 1. Схема пристрою для випробування трибоз'єднань типу «шийка-покриття-вкладиш»

а – вигляд спереду; б – вигляд збоку; 1 – механізм кінематики і динаміки режимів роботи; 2 – опори рухомого кріплення механізму до корпусу машини тертя; 3 – опора рухомого кріплення корпусу вкладишів до корпусу машини тертя; 5 – роз'ємний корпус вкладишів; 6 – вкладиш; 7 – шийка; 8 – вал бабки нижнього зразка; 9, 16 – клапани масляних магістралей механізму; 10 – крани управління величиною тиску в магістралях; 11 – магістралі подачі змащувального матеріалу; 12 – манометри; 13 – секційний масляний насос;
 14 – магістралі зливу змащувального матеріалу; 15 – ємність; 17 – направлення дії радіальної *Pr* і тангенціальної *Pt* сил навантаження

#### Висновки

Запропоновані підходи до фізичного моделювання можуть дозволити отримати достовірнішу картину процесів, що відбуваються в локальних зонах контакту поверхонь при випробуванні з'єднань типу «шийка-покриття-вкладиш». Це стає можливим, оскільки, застосувавши запропоновані технічні рішення, значно розширюються діапазони динамічного, швидкісного режимів роботи вузла, що найбільш повно буде відповідати реальним умовам експлуатації такої трибосистеми, як двигун внутрішнього згоряння.

#### Перелік посилань

- 1. Гаркунов Д. Н. Триботехника / Д. Н. Гаркунов. – М. : Машиностроение, 1985. – 424 с.
- Методы испытаний на трение и износ : справ. изд. / [Л. И. Куксенова, В. Г. Лаптева, А. Г. Колмаков, Л. М. Рыбакова]. – М. : Интермет Инжениринг, 2001. – 158 с.
- Кубич В. И. К методике исследования избирательного переноса в трибосопряжении / В. И. Кубич, Л. И. Ивщенко // Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні. 2007. № 2. С. 134-138.
- Кубич В. И. Кинематика, динамика работы трибосопряжения «шейка-покрытие-вкладыш» и реализация в нем избирательного переноса / В. И. Кубич, Л. Й. Ивщенко // Вісник двигунобудування. – 2008. – № 2. – С. 27-32.
- Рыбакова Л. М. Структура и износостойкость металла / Л. М. Рыбакова, Л. И. Куксенова. – М.: Машиностроение, 1982. – 346 с.
- Дроздов Ю. Н. Исследование триботехнических свойств пар трения «стальной вал-многослойный подшипник» с различными покрытиями / Ю. Н. Дроздов // Вестник машиностроения. – 2005. – № 12. – С. 25-27.
- Пат. 2289119 Российская Федерация, МКИ<sup>8</sup> G01N 19/02, G01N 3/56 Устройство для испытания материалов на трение / Г. М. Исмаилов, В. М. Мусалимов, Б. В. Соханев, М. А. Сапожников, М. А. Лобачева, А. А. Никифоров ;

заявитель и патентообладатель ГОУВПО «ТГПУ». — № 2005122107/28 ; заявл. 12.07.05 ; опубл. 10.12.06, Бюл. № 34.

- Пат. 6333 Україна, МКИ<sup>8</sup> G01N 3/56 Пристрій для випробування матеріалів на тертя та зношування / Г. М. Баннов, Ю. В. Цмикал, О. В. Матвєєв ; заявитель и патентообладатель ХДУ. – № 20040604228 ; заявл. 02.06.04 ; опубл. 16.05.05, Бюл. № 16.
- Пат. 15243 Україна, МКИ<sup>8</sup> G01N 3/56 Машина тертя для випробування матеріалів в умовах зворотно-обертального руху/ А.К. Скуратовский ; заявитель и патентообладатель НТУУ «Київський політехнічний інститут». – № и200512820; заявл. 29.12.05; опубл.15.06.06, Бюл. № 21.
- Пат. 12339 Україна, МКИ<sup>8</sup> G01N 3/56, G02B 21/00, H04N 7/22 Пристрій для постійного спостереження та документального відеофільмування процесу тертя і зношування матеріалів на базі металографічного мікроскопа / В. В. Широков, Е. М. Рудковский, А. В. Широков, А. Л. Лутицкий ; заявитель и патентообладатель НАН України Фізикомеханічний інститут ім. Г. В. Карпенка. – № а200501422 ; заявл. 16.0205 ; опубл.15.02.06, Бюл. № 2.
- Пат. KR20030024184 Корея, MKH<sup>7</sup> G01N 3/ 56 Multi-functional friction and abrasion tester of rotary machine component / Kim Wan Du; заявитель и патентообладатель Korea machinery & metal inst. – № KR20010057213; заявл. 17.09.01; опубл. 26.03.03.
- Пат. CZ20060112 Германия, MKИ<sup>8</sup> G01N 3/ 56 Method and device for testing adhesion property of sliding layers of sliding bearing bushes / Schofer Andre, Wittmann Robert, Bor Norbert, Wilhelm Maik ; заявитель и патентообладатель Federal Mogul Wiesbadtn GMBH. – № 200510009512 ; заявл. 24.02.05 ; опубл. 27.06.07.

Поступила в редакцию 05.11.2008

Рассмотрены возможности оборудования для испытания на трение и изнашивание, предложены подходы для физического моделирования работы трибосопряжения «шейкапокрытие-вкладыш» для определения закономерностей изменения свойств поверхностного слоя материалов пар трения под действием факторов влияния сложного нагружения и движения, что наиболее полно будет соответствовать реальным условиям эксплуатации.

The equipment capability to test friction and wear-out are discussed. Approaches are offered to physical simulation of the neck-coating-insert type tribological interface operation to determine the patterns of changing properties of superficial layers of friction pair materials influenced by intricate loading and motion, which perfectly corresponds to actual running conditions.

# УДК 629.7.036:539.4

### А.В.Шереметьев

# ОБ ЭКОНОМИЧЕСКОЙ ОПТИМАЛЬНОСТИ ВЕЛИЧИНЫ РЕСУРСА АВИАЦИОННЫХ ГТД

В статье рассмотрены факторы, влияющие на экономическую оптимальность величины ресурса авиадвигателей. Приведено определение стоимости одного часа жизненного цикла двигателя CFM56-3. Представлены необходимые условия повышения экономической эффективности эксплуатации авиационных ГТД.

Увеличение ресурса (долговечности), который является составляющей частью надежности, соответственно, приводит и к повышению последней. Повышение надежности, как и повышение ресурса (составляющей надежности) требует значительного объема работ, значительных затрат средств и времени. Прошедшие десятилетия развития авиационных ГТД прошли под знаком непрерывного роста ресурсов: от нескольких сотен часов до десятков тысяч часов (рис. 1 [2], 2).

Когда ресурсы двигателей не превышали 1000 часов, экономическая целесообразность их повышения не вызывала никаких сомнений ввиду, как минимум, двух обстоятельств: высоких расходов эксплуатирующих организаций (кривая  $C_{3\kappa}$  на рис. 3) и сравнительно небольших расходов на работы, связанные с увеличением ресурсов (кривая  $C_{pc1}$  рис. 3). Здесь и в дальнейшем в качестве единицы ресурса будет использоваться час работы двигателя.



Рис. 1. Рост ресурсов двигателей АИ-20 (1), АИ-24 (2), АИ-25 (3) по годам эксплуатации



Рис. 2. Рост ресурсов двигателей с большой степенью двухконтурности Д-36 (1), Д-18Т (2), Д436Т1 (3)

© А.В.Шереметьев, 2009

- 36 -
Иная ситуация возникает при обосновании больших значений ресурсов (> 20000 часов). С одной стороны, эксплуатационные расходы уже существенно снижаются (величины расходов в эксплуатации на 1 час работы двигателя), а при небольших величинах эксплуатационных расходов дальнейшее их снижение приносит все меньшую экономическую выгоду. К тому же, в соответствии с законом убывающей предельной отдачи [3], начиная с некоторого значения ресурса, эксплуатационные расходы могут возрасти.

С другой стороны, для увеличения ресурсов требуется все более увеличивающийся объем испытаний (см. рис. 3).

Существует экономически оптимальная величина ресурса, при которой суммарные затраты на увеличение ресурса будут наименьшие  $(t_{on1})$ .

Внедрение в практику работы разработчиков двигателей электронно-вычислительной техники, использование численных методов и моделей высокого уровня, пакетов прикладных программ (например, ANSYS) в сочетании с накопленным опытом по созданию авиационных ГТД и высокой квалификацией инженерных кадров позволили разработать и успешно применять расчетные методы установления ресурсов.

Это дало возможность существенно снизить затраты и сократить календарные сроки установления ресурсов (на рис. 3 сокращение затрат на установление ресурсов представлено кривой  $C_{pc2}$ ). Одновременно, значительно отодвинулось значение экономически оптимального ресурса вправо (см. рис. 3).

Для различных двигателей и даже для одного и того же двигателя, но установленного на разных самолетах, будут существовать свои значения оптимального ресурса, поскольку эксплуатационные расходы могут различаться в зависимости от типа двигателя, типа самолета, плеча полета, эксплуатирующей компании и т.п.

Ресурс двигателя может быть очень большим, однако, при этом он будет далек от экономически оптимального. Показателем оптимальности ресурса может служить суммарная величина затрат на 1 час устанавливаемого ресурса.

Отклонение ресурса двигателя от экономически оптимального может быть связано со специальными требованиями к двигателю, накладываемыми при проектировании. В этом случае эффективность применяемых конструктивных решений может «оказаться максимально достижимой в условиях наложенных ограничений» [4].

Стремление к установлению экономически оптимального ресурса явилось одной из причин появления понятия ресурсного проектирования [5].

Под ресурсным проектированием авиационных ГТД следует понимать такую систему создания двигателей, при которой на стадии проектирования определяется долговечность деталей двигателя, обеспечивается полный учет условий эксплуатации и производится оптимизация уровня рабочих параметров, показателей эффективности и величины ресурса.



Рис. 3. Зависимость изменения затрат от величины ресурса двигателя

№ съема	Наработка до съема, час	Суммарная наработка, час	Стоимость ремонта, \$	Стоимость заменяемых деталей, \$
1	8500	8500	800 000	-
2	6500	15000	900 000	650 000
3	6500	21500	950 000	410 000
4	6500	28000	950 000	265 000

Таблица 1 – Затраты при плановых ремонтах двигателя CFM56-3 с тягой 23500 фнт [7]

Развитие технической (безразборной) диагностики, модульности конструкции, контроле-пригодность двигателей и накопленный опыт эксплуатации позволили осуществить эксплуатацию авиационных ГТД по техническому состоянию. Экономический эффект от эксплуатации по техническому состоянию очень велик [4]:

 на 20% сокращается число запасных частей; - число запасных двигателей уменьшается почти в 2 раза:

 себестоимость обслуживания и ремонтов сокращается примерно на 25%.

Практически повсеместный переход на эксплуатацию по техническому состоянию, с заменой отдельных модулей без съема двигателей с крыла самолета, повлек за собой пересмотр понятия ресурса двигателя в целом.

Для сложной, многокомпонентной системы, «каковой является авиационный газотурбинный двигатель модульной конструкции, обладающий свойством восстанавливаться» [6], понятие ресурса двигателя приобретает условный характер. На первый план выходит экономическая целесообразность восстановления двигателя при ремонтах и стоимость одного часа жизненного цикла. Экономическая целесообразность восстановления двигателя при ремонтах зависит от стоимости ремонта и стоимости замены деталей, ограничивающих ресурс (таблица 1)[7].

Используя данные, приведенные в таблице 1, можно определить затраты при ремонтах, отнесенные к одному часу эксплуатации двигателя СFM56-3 с тягой 23500 фунтов (10657 кГ) по формуле (1):

$$C_{\mathfrak{I}_p} = \frac{C_p + C_{\mathfrak{I}_p}}{N_{\Sigma} \tau_u}, \qquad (1)$$

где  $C_p$  – стоимость ремонтов;  $C_{\partial}$  – стоимость заменяемых деталей;  $N_{\Sigma}$  – отработанное число полетных циклов;

 $\tau_{u}^{2}$  время полетного цикла, час. Складывая все затраты в колонках 4 и 5 таблицы 1, разделив на число выполненных при этом полетных циклов (28000 циклов) и продолжительность полета (1,4 часа), получим \$125,64 [7]. Добавив к величине  $C_{_{3p}}$  стоимость нового дви-гателя, отнесенную к одному часу эксплуата-

ции, и стоимость расходуемого топлива за один час работы двигателя, получаем стоимость одного часа жизненного цикла двигателя CFM56-3 (формула 2)

$$C_{yaca} = \frac{C_{\partial \theta} + C_{\partial} + C_p}{\tau_u N_{\Sigma}} + C_{y\partial} R C_m, \qquad (2)$$

где  $C_{\partial \theta}$  — цена нового двигателя;  $C_{y\partial}$  — удельный расход топлива;  $C_m$  — цена 1 кг топлива; R — тяга двигателя.

Для каждого двигателя существует оптимальная продолжительность работы на крыле самолета (до ремонта). Например, для двигателя PW4000 оптимальное время эксплуатации на крыле составляет 3500...4500 полетных циклов.

Это связано с возможностью ремонта и восстановления структуры и свойств лопаток ТВД. Более длительное время пребывания двигателя на крыле приводит к высокой степени утилизации лопаток [8]. Поэтому очень важно вести точный учет наработки деталей двигателя в эксплуатации в часах и полетных циклах. Ошибка в определении наработки может привести к существенному удорожанию ремонта.

При ремонте лопаток используются методы порошковой металлургии, лазерной и микроплазменной сварки. Ограничения возможности ремонта связаны с трещинами и утонением стенок лопаток.

Восстановление структуры и свойств лопаток производится путем специализированного температурного циклирования. Это позволяет использовать те же лопатки в течение значительно более продолжительного периода работы в составе двигателя. При этом достигается существенная экономия средств. По данным зарубежных источников, восстановление и ремонт 30000 рабочих лопаток может принести экономию до \$ 8000000.

Ресурс деталей целесообразно обеспечивать при проектировании таким образом, чтобы замен основных деталей в эксплуатации было по-возможности меньше. Планировать замены деталей (не относящихся к основным), ограничивающих ресурс, следует путем совмещения замены с ремонтами двигателей (посещением цеха).

Для того, чтобы избежать вынужденного съема двигателя с крыла из-за окончания ресурса основных деталей, большинство авиакомпаний, эксплуатирующих авиационные ГТД, придерживаются политики «остатка ресурса» (минимального срока службы деталей). Суть дела заключается в том, что большинство деталей, ограничивающих ресурс, вырабатывают свой срок службы в интервале 1500...3000 полетных циклов от своего предельного срока службы.

Например, передний вал ротора ТВД двигателя CF6-50 имеет предел 11500 полетных циклов, но, вероятно, будет утилизирован после 9500...10000 полетных циклов (таблица 2) [8].

**Таблица 2** — Стоимости и неиспользуемые остатки ресурсов основных деталей зарубежных двигателей

	Двигатель	Стоимость основных деталей, млн. \$	Неиспользуемые остатки ресурса, цикл
1	JT9D	2,1	2000
2	PW4000	2,44	20003300
3	CF6-50	2,1	14002500
4	CF6-80C2	2,7	20002500

В этом случае обеспечивается снижение стоимости одного часа жизненного цикла двигателя, что увеличивает конкурентоспособность двигателя.

Помимо плановых причин съема (исчерпание запаса по температуре выхлопных газов, восстановление запасов устойчивости КВД, исчерпание сроков службы деталей, ограничивающих ресурс и др.), значительную долю занимают внеплановые.

Внеплановые съемы двигателей могут вносить большие коррективы в схемы ремонтов и замен деталей, ограничивающих ресурс. Количество внеплановых съемов двигателя может составлять 50% от общего числа съемов.

Так, например, для двигателей семейства PW4000 внеплановые причины съема составляют 35...45% от всех съемов.

Для двигателей CF6-50 причиной 25% съемов является исчерпание запаса по температуре выхлопных газов, другие 25% съемов обусловлены необходимостью замены основных деталей, исчерпавших ресурс, а остальные 50% съемов составляют внеплановые съемы [8]. Для повышения экономической эффективности эксплуатации авиационных ГТД необходимо:

 установить с минимальными затратами ресурс деталей двигателя;

 обеспечить оптимальное пребывание двигателя на крыле самолета за одну постановку;

 обеспечить своевременную замену деталей, ограничивающих ресурс (избежать досрочного съема двигателя по причине нехватки ресурса основным деталям или исчерпания запаса по температуре газа);

 точно определять текущую повреждаемость деталей в часах и циклах в зависимости от условий эксплуатации (автоматизированные счетчики наработки);

 – оперативно определять объем работ и необходимые замены деталей при внеплановых съемах двигателей;

 с учетом внеплановых съемов вести корректировку объемов работ при последующих ремонтах двигателя, сроков пребывания двигателя на крыле и пр.

Наиболее удобно осуществлять перечисленные работы, используя наземные автоматизированные системы мониторинга эксплуатации двигателей. Одним из существенных элементов таких систем являются алгоритмы подсчета выработанного ресурса [9].

Проведенный анализ оптимальности ресурсов авиационных ГТД позволяет сделать следующие выводы:

 Существует экономически оптимальный ресурс двигателя для заданных условий эксплуатации.

2. Экономически оптимальный ресурс двигателя может существенно изменяться с изменениями затрат на установление ресурса.

3. Для повышения экономичности эксплуатации двигателей следует использовать наземные автоматизированные системы мониторинга эксплуатации двигателей.

#### Перечень ссылок

- Косточкин В. В. Надежность авиационных двигателей и силовых установок / В. В. Косточкин. – 2-е изд. – М. : Машиностроение, 1988. – 272 с.
- Шереметьев А. В. А. Г. Ивченко основоположник создания авиационных ГТД большого ресурса / А. В. Шереметьев // Вісник двигунобудування. – 2003. – № 2. – С. 11-14.
- К. Р. Макконелл Экономикс: принципы, проблемы и политика / К. Р. Макконелл, С. Л. Дрю; пер 16-го англ изд. под ред. И. В. Башниной. – М.: ИНФРА-М, 2007. – 940 с.
- Акимов В. М. Основы надежности газотурбинных двигателей / В. М. Акимов. – М. : Машиностроение, 1981. – 208 с.
- Ресурсное проектирование авиационных ГТД / [Б. Ф. Балашов, И. А. Биргер, Н. Г. Бычков и др.]; под ред. И. А. Биргера // Труды ЦИАМ. – М. : ЦИАМ, 1990. – № 1253. – 208 с.
- Муравченко Ф. М., Шереметьев А. В. О целесообразности эксплуатации авиационных ГТД по техническому состоянию / Ф. М. Муравченко, А. В. Шереметьев // Вісник двигунобудування. – 2003. – № 1. – С. 7-11.

- Costs Analyse Of The Engines CFM56-3B1/ B2/C1 Maintenance /Aircraft Commerce, The Journa1 For Commercial Aircraft Business. – Issue № 33. – Feb/March 2004. – P. 27-33.
- Шереметьев А. В. Анализ опыта эксплуатации зарубежных ГТД по техническому состоянию / А. В. Шереметьев // Авіаційно-космічна техніка і технологія. – 2003. – Вип. 40/5. – С. 5-8.
- Комплекс программно-методических средств для эксплуатационного мониторинга выработки ресурса основных деталей авиационного двигателя Д-18Т / [Д. Ф. Симбирский, А. В. Олейник, В. А. Филяев, и др.] // Авіаційно-космічна техніка і технологія. — 2003. — Вип. 42/7 – С. 96-101.

Поступила в редакцию 12.01.2009

У статті розглянуто фактори, які впливають на економічну оптимальність величини ресурсу. Наведено визначення вартості однієї години життєвого циклу двигуна CFM56-3. Подані необхідні умови підвищення економічної ефективності експлуатації авіаційних ГТД.

The article provides rationale concerning the factors that affect the economically sound optimum level of aero engine service life. The method to determine one-hour CFM56-3 engine life cycle cost is described. Conditions required to boost profitability of aircraft gas turbine engine run are exposed.

## УДК 621.165

## Д. А. Долматов

# ТОПОЛОГИЯ РАДИАЛЬНОГО ЗАЗОРА РАБОЧИХ КОЛЕС ОСЕВОГО КОМПРЕССОРА

Рассмотрены основные способы дискретизации надлопаточного зазора осевых ступеней конечно-разностными сетками, проанализированы особенности каждого способа. Предложена новая методика построения структурированной мультиблочной сетки.

Регулирование радиального зазора в рабочих колесах осевого компрессора является одним из важнейших надроторных мероприятий, направленных на улучшение характеристик компрессора, в частности, коэффициента запаса устойчивости  $K_y$  и КПД ступени  $\eta_{cm}^*$  [1]. Как известно, в современной газовой динамике все больший удельный вес приобретают численные методы исследования течений, в связи с чем ужесточаются требования, предъявляемые к точности полученных решений. Одним из важных факторов, определяющих достижимую степень точности, является топология конечно-разностной сетки, используемой для дискретизации пространства. Учитывая все вышеизложенное, задача исследования методик построения вычислительных сеток в радиальном зазоре осевых ступеней представляется важной и актуальной.

К особенностям течения газа в надлопаточном зазоре следует отнести:

— малый характерный размер зазора  $h_{3азора}$ , как правило, не превышающий 2 мм;

 периодический характер изменения граничных условий на внутренней границе;

 сложное пространственное взаимодействие неподвижных (на внешней границе, т.е. на статоре) и подвижных пограничных слоев;

— значительный градиент параметров в осевом направлении на внутренней границе;

— значительное отличие чисел Рейнольдса от средних по проточной части ротора.

Все вышеперечисленные факторы усиливают неинвариантность решений системы течения вязкого сжимаемого газа относительно типа, густоты и топологии применяемых сеток. Здесь и далее будем рассматривать гексагональные сетки различной степени структурированности. В настоящее время существуют несколько основных методов моделирования течения газа в ступени с радиальным зазором.

Первый заключается в «вытягивании» лопаток РК β-сплайнами до пересечения с поверхностью статора, дискретизации полученной беззазорной модели и последующем численном моделировании. Типичная сетка данного класса для одиночной лопатки представлена на рис. 1.

© Д. А. Долматов, 2009



Рис. 1. Беззазорная модель

Узлы на линии пересечения плоскостей поверхности лопатки и статора вследствие своей двойственной принадлежности, строго говоря, присутствуют в двух списках граничных условий (ГУ). При этом в случае безотрывного обтекания твердых поверхностей [2]:

$$\vec{C}_{blade} = \vec{U}(r)$$
,  $\vec{C}_{shroud} = 0$ , (1)

и при свободном обтекании:

$$\begin{cases} \vec{C}_{blade} = \left( \vec{U}(r) + f_1(\xi^i, t) \right) \vec{p}_{\xi} + f_3(\xi^i, t) \vec{p}_{\zeta}; \\ \vec{C}_{shroud} \cdot \vec{r} = 0, \end{cases}$$
(2)

где  $\tilde{C}_{blade}$ ,  $\tilde{C}_{shroud}$  — скорость потока в узлах, принадлежащих лопатке и статору соответственно;

 $\vec{U}(r)$  – окружная скорость на радиусе г;

 $f_i(\xi^i, t)$  – компоненты скорости скольжения потока относительно поверхности, причем  $f_2(\xi^i, t) = 0$ .

Нетрудно видеть, что в обоих случаях существует противоречие между двумя ГУ в одних и тех же узлах. Для устранения данного эффекта применяется два основных способа. Первый из них заключается в устранении конфликта границ путем замены одной из них с открытой на закрытую, т.е. установлением следующего закона принадлежности:

ISSN 1727-0219 Вестник двигателестроения № 1/2009

$$\begin{cases} A_{blade} = [N_{hub}, N_{shroud}];\\ A_{shroud} = [N_{per1}, N_{blade-}] \cup (N_{blade+}, N_{per2}], \end{cases} (3)$$

где *A<sub>blade</sub>*, *A<sub>shroud</sub>* — множества узлов, входящих в границы «лопатка» и «статор» соответственно;

 $N_{«k»}$  — номера узлов, принадлежащих границе типа «k» (предполагается сквозное формирование массивов номеров узлов).

Второй способ аналогичен простейшим методам согласования неподвижных и вращающихся проницаемых границ (Frozen Rotor и др. [3]) и состоит в формировании одного дополнительного расчетного слоя ячеек для каждой из поверхностей и согласовании параметров на возникающей виртуальной границе. При этом возникшее нефизическое пространство используется, наряду с действительным, во всем процессе решения.

Результаты расчета поля параметров в соответствующих точках затем используются в качестве ГУ при моделировании течения в радиальном зазоре как в индивидуальном объекте. В свою очередь, поля параметров, полученные при моделировании зазора, применяются для корреляции характеристик ступени и полей параметров начальной модели, после чего процесс при необходимости повторяется. Количество итераций выбирается в соответствии с требуемой точностью и особенностями сходимости решения.

Независимо от используемого метода согласования ГУ, беззазорная модель ротора компрессора обладает существенными недостатками:

 нефизический характер сопряжения «ротор-статор» исключает аутентичность математической и физической моделей;

2) сильное искажение полей параметров на периферии и характеристик ступени вследствие апостериорного учета краевых эффектов;

 процесс сходимости итераций согласования зачастую длителен либо расходится;

 невозможна поточная трансляция возмущений и нестационарных процессов между основной и вспомогательной расчетными областями.

Более совершенные методики моделирования течения в надлопаточном канале основаны на совместном решении уравнений движения сплошной среды для основной проточной части и зазора.

**Второй** метод расчета заключается в разбиении проточной части ступени на подвижный и неподвижный участки. Согласование параметров на границе между ними производится аналогично переходу от РК к НА, но в радиальном направлении. Таким образом, ГУ при расчете зазора представляют собой периодические функции с периодом  $\tau_{zazor}$ :

$$\tau_{zazor} = \frac{30}{\pi z_{blade} n_{rotor}},$$
 (4)

где *z<sub>blade</sub>* – число лопаток РК;

*n<sub>rotor</sub>* — частота вращения ротора.

На рис. 2, *а* показан общий вид сетки с двумя различными расчетными областями (PO), на рис. 2,  $\delta$  – поверхности сопряжения роторной и статорной PO. Статорная PO в данном случае выполнена с учетом периодики ротора.



Рис. 2. Модель с двумя РО

Механизм взаимодействия двух областей зависит от метода сопряжения. Если ввести систему координат  $\{\xi^{i'}\}$ , центр которой *O*' находится на средней линии расчетной области, компонента  $\xi^{I'}$  отсчитывается вдоль касательной к средней линии, то ГУ на твердой стенке в любой момент времени  $\tau$  будет выражаться следующими условиями:

$$A_{solid} = \left[ N_{blade-}, N_{blade+} \right], \tag{5}$$

$$C_r(A_{solid}) = 0, (6)$$

а ГМТ поверхности лопатки с учетом вращения

определено как

$$\varphi(t) = \varphi_0 + \frac{\pi n_{rotor} t}{30} - \frac{2\pi N_z}{z_{blade}}, \qquad (7)$$

где  $N_z$  — число пересечений данной точкой неподвижной периодической границы.

Отметим, что статорный участок не наследует топологию сетки периферии ротора. В радиальном направлении закон распределения узлов (ЗРУ) в зависимости от абсолютной высоты радиального зазора выбирается либо линейным, либо биэкспоненциальным [3]. Последний используется для моделирования пограничных слоев на внешней и нижней границах статорной РО в тех случаях, когда зазор достаточно велик.

Преимущества данного метода разбиения заключаются в отсутствии нефизических областей течения. Изотропная структура сетки статорной РО в окружном направлении делает точность расчета инвариантной относительно положения лопаток PK, а выделение зазора в отдельный блок значительно повышает управляемость распределением узлов в зазоре. В самом деле, все опорные ребра блоков структурированной сетки зазора (независимо от числа блоков [3]) являются самостоятельными объектами, не оказывающими влияния на ЗРУ вдоль ребер роторной РО. Если

для ребер, соответствующих направлениям  $\,\xi^{l'}$ и

ξ<sup>2</sup> полезно бывает увязать ЗРУ с соответствующими ребрами роторной РО для увеличения структурированности сетки, то в радиальном направлении использование единого ЗРУ приводит к его существенному усложнению.

Наряду с несомненными достоинствами данный метод дискретизации обладает и существенными недостатками. В частности, несовпадение узлов на границе контакта РО значительно увеличивает схемную вязкость [4] и время установления решения. Кроме того, наличие искусственной внутренней проницаемой границы в потоке может вызвать искажение картины течения: не допускать распространения кратковременных возмущений в статорную РО, изменить интенсивность скачка уплотнения, разделять вихри малой интенсивности и т.п. Также следует отметить, что большинство лопаток компрессора имеют сложную пространственную форму и, в частности, верхняя кромка лопаток РК зачастую не является вполне конической или цилиндрической. Данный эффект приводит к необходимости либо задавать нижнюю границу статорной и верхнюю – роторной РО в виде сложных поверхностей, либо использовать, как и в первом описанном методе, искусственное вытягивание лопатки, в данном случае - до проницаемой границы. Оба приема несколько понижают точность решения и скорость установления.

*Третий* метод заключается в формировании единой РО с индивидуальной топологией сетки в надлопаточном канале. Простейшей и наиболее распространенной топологией является двублоковая схема, представленная на рис. 3.



Рис. 3. Двублоковая схема зазора

Как видно из рис. 3, свое название двублоковая схема получила по количеству блоков структурированной сетки в зазоре. Топология данного типа легко формируется из беззазорной модели размещением в надлопаточном канале двух блоков сетки, 3 границы которых связаны с поверхностью лопатки, а четвертая — расположена на средней линии, при этом верхняя и нижняя грань блоков расположены на статоре и верхнем торце лопатки соответственно. Сопряжение блоков является проницаемой границей без согласования распределения узлов [5].

Преимущества описанной топологии заключаются в значительном уменьшении (по сравнению со *вторым* методом) площади поверхности проницаемой границы и в отсутствии нефизических объемов в проточной части. Метод удобен в использовании для ступеней с небольшим изменением угла потока  $\Delta\beta$  и может быть легко адаптирован для периодизации ступеней по средней линии лопатки (в данной работе все периодические границы заданы на средней плоскости между лопатками). Небольшое число ячеек в окружном направлении снижает затраты времени на расчет течения.

Недостатки данного метода связаны главным образом с низким качеством элементов сетки, в особенности вблизи входной и выходной кромки лопатки. Как видно на рис. 3, вследствие особенности привязки ребер двублочной схемы элементы возле носика и хвостика сильно неортогональны и не обладают симметрией относительно средней линии.

Контроль качества элементов удобно проводить с помощью интегрального параметра  $Q_{hexa}$ :

$$Q_{hexa} = \frac{1}{m} \sum_{i=0}^{m} \overline{q}_i , \qquad (8)$$

где  $\overline{q}_i - i$ -й параметр качества из тучитывае-

мых. Величина  $\overline{q}_i$  определяется в зависимости от вида характеристики ячейки, описываемой данным параметром. Наиболее важными величинами для сеток газовой динамики являются степень ортогональности, минимальный и максимальный плоский и телесный угол ячейки, отношение длин ребер, отношение максимального и минимального объемов ячеек по сетке в целом и др. [3, 5]. Как правило, при упрощенном расчете качества ячеек используется зависимость:

$$\overline{q}_i = 1 - \frac{\left| q_i - q_{opt} \right|}{\max \left| q_i - q_{opt} \right|}, \qquad (9)$$

где  $q_{opt}$ ,  $q_i$  — текущее и оптимальное значение параметра. При расчете по (9) не учитываются особые случаи дефектов ячеек, например, инверсия объема или вырождение граней, оцениваемые отрицательными значениями параметров  $\overline{q}_i$  и  $Q_{hexa}$ . Последние исследования показывают, что наличие в сетке элементов с  $Q_{hexa} < 0.5...0.6$  затрудняет получение решений хорошей точности. В то же время для элементов зазора двублоч-

в то же время для элементов зазора двуолочной схемы вблизи кромок лопатки характерными значениями являются  $Q_{hexa} = 0,25...0,38$ , т.е. вдвое меньше необходимого.

В рамках *третьего* метода автором разработана топология многоблочной, полностью структурированной сетки для дискретизации радиального зазора РК компрессоров. Принципиальная схема данной сетки приведена на рис. 4. Как можно видеть из рисунка, в рамках авторского решения вместо сопряжения независимых граней на средней линии лопатки используется центральный блок, связанный с шестью периферийными блоками, причем с каждой торцевой гранью центрального связаны по две грани периферийных. В целом топология надлопаточного зазора включает 7 блоков.



Рис. 4. Схема полностью структурированной сетки

Предложенная схема не содержит ни нефизических объемов, ни внутренних границ или переходов между PO, а полная структурированность исключает схемное торможение процесса установления. Симметричность топологии и четыре торцевых периферийных блока обеспечивают плавный переход от основной сетки к сетке зазора и повышают управляемость и адаптивность схемы. Минимальное качество ячеек  $Q_{hexa} = 0,75$ . К недостаткам данной топологии следует отнести ее повышенную сложность.

Главной задачей дальнейших разработок и оптимизации топологии сеток является проведение большого количества численных экспериментов по изучению процессов установления решения.

#### Перечень ссылок

- Нечаев Ю. Н. Теория авиационных газотурбинных двигателей / Ю. Н. Нечаев, Р. М. Федоров. – М. : Машиностроение, 1977. – Т. 1. – 680 с.
- Лойцянский Л. Г. Механика жидкости и газа / Л. Г. Лойцянский. – М.: Наука, 1970. – 904 с.
- CFX Limited. CFX-TASCflow Theory Documentation / Canada, Ontario, Waterloo. – W.: Section 4.1.2. – 2000. – 118 p.
- Ferziger J. H. Computational methods for fluid dynamics / J. H. Ferziger and M. Peric. – Berlin : Springer. – 2001. – 860 p.
- Hutchinson B.R. A Multigrid method Based on the Additive Correction Strategy / B. R. Hutchinson and Raithby G.D. // Numerical Heat Transfer. – 1986. – Vol. 9. – P. 511-537.

Поступила в редакцию 16.02.2009

Розглянуто основні способи дискретизації надлопатевого зазору осьових ступенів кінцеворізницевими сітками, проаналізовано особливості кожного способу. Запропоновано нову методику побудови структурованої багатоблочної сітки.

The article analyses the basic procedures to digitize the clearance over the rotor blades with the finite-difference grid method, with each procedure particularities highlighted. A new procedure to plot a structured multi block grid is offered. УДК 620.178.3:539.434

### Л. В. Кравчук, Р. И. Куриат, К. П. Буйских, Е. А. Задворный, С. Г. Киселевская

# ИССЛЕДОВАНИЕ МЕХАНИЗМОВ ТЕРМОУСТАЛОСТНОГО ПОВРЕЖДЕНИЯ МАТЕРИАЛОВ С ПОКРЫТИЯМИ ДЕТАЛЕЙ ГТД

Рассмотрены результаты анализа механизмов термоусталостного повреждения материалов с покрытиями деталей ГТД с учетом влияния термонапряженного состояния.

### Введение

Важнейшими факторами, влияющими на работоспособность и исчерпание ресурса элементов газотурбинных двигателей (ГТД) являются факторы, которые особо проявляются при работе на переходных режимах и влияют на процессы термомеханического усталостного повреждения [1-3]. Принципиальным является установление закономерностей влияния эксплуатационных, технологических и конструкционных факторов на характер повреждения материала и уменьшение несущей способности (исчерпания ресурса) конструкционных элементов, в том числе с защитными покрытиями, на произвольных временных участках наработки до возникновения и в процессе распространения микро- и макродефектов (трещин усталости и термоусталости). При этом следует учитывать, что поверхностные слои практически во всех случаях являются областями максимального проявления повреждающего действия температурно-силовых и коррозионно-эрозионных факторов.

#### Краткий анализ состояния вопроса и постановка задачи

Изучению закономерностей повреждения поверхностных слоев конструкционных элементов ГТД в процессе эксплуатации на этапе, как до возникновения трещины, так и в процессе ее зарождения и роста посвящено ряд работ [1, 2, 4-8]. В работе [1] показаны особенности влияния структуры, технологии изготовления и защитных покрытий на характеристики прочности. Дана классификация трещин и зависимость их кинетики от различных факторов. Основные закономерности формирования характеристик поверхностного слоя, связанные с состоянием финишной обработки элементов ГТД, рассмотрены в работе [4]. В работе [5] показано, что направленная кристаллизация сплавов ЖС26-ВИ, ЖС32-ВИ, по сравнению с объемной кристаллизацией, способствует измельчению их структурных составляющих, снижению дендритной ликвации и повышению термоустойчивости. В работе [6] представлены технологические особеннос-

ти, описана микроструктура, фазовый состав и данные по длительной прочности и ползучести НК-сплавов. Процессы образования поверхностного поврежденного слоя и новых фаз по границам зерен и кинетика трещин термической усталости на моделях лопаток ГТД исследованы в работе [7]. Кинетика коррозионных процессов направленно-кристаллизованных (НК) жаропрочных сплавов на основе никеля исследовалась в работе [8]. Изучались диффузионные процессы в окисной пленке сплавов в ненапряженном и напряженном состояниях с целью создания модели механизмов диффузии. На рис. 1 представлены морфология поверхностного окисленного слоя образцов из сплава GTD-111 в ненагруженном состоянии при температуре 982 °С с выдержкой 312 ч на воздухе, и в таблице 1 приведен элементный состав окисленных поверхностных слоев [8].

Представленные на рис. 2 данные об окислении поверхностного слоя сплава GTD-111 при температуре 982 °C с выдержкой 100 ч свидетельствуют, что в среде  $H_2S$  поврежденный слой в 1,7 раза толще, чем на воздухе.

Цель данной работы состояла в анализе механизмов термоусталостного повреждения материалов деталей ГТД с учетом влияния защитных покрытий на термонапряженное состояние элементов конструкций.



Рис. 1. Зоны поверхностного окисленного слоя на образцах из сплава GTD-111 в ненагруженном состоянии при температуре 982 °С с выдержкой 312 ч на воздухе

исходный материал, 2 – зона, обедненная
γ'-фазой, 3 – внутренний окисный слой, 4 – внешний окисный слой, 5 – матрица

© Л. В. Кравчук, Р. И. Куриат, К. П. Буйских, Е. А. Задворный, С. Г. Киселевская, 2009

Элемент	Матрица, атомные %	Обедненная ү'-фазой зона, атомные %	Внутренний окисный слой, атомные %	Внешний окисный слой, атомные %
С	23,9	—	—	-
Al	6,4	11,1	17,7	3,6
Ti	4,9	2,8	2,2	6,1
Cr	7,5	7,1	3,8	22,2
Со	6,3	8,4	5,3	-
Ni	50,4	55,4	34,2	-
W	0,7	1,0	-	-
0	_	14,2	36,8	68,2

Таблица 1 – Элементный состав поверхностного окисленного слоя на образцах из сплава GTD-111



**Рис. 2.** Окисление поверхностного слоя сплава GTD-111 при температуре 982 °C с выдержкой 100 ч

a — в среде  $H_2S$ ,  $\delta$  — на воздухе

Работа комплексно построена таким образом: определялось термонапряженное состояние элементов конструкций с покрытиями; экспериментально исследовались элементы конструкций с покрытиями на газодинамическом стенде Института проблем прочности им. Г.С. Писаренко НАН Украины; исследовались механизмы повреждения жаропрочных сплавов на никелевой основе различной кристаллической структуры, фазовый состав, морфология поверхностного деградированного слоя и концентрация элементов жаропрочных сплавов после испытаний в высокотемпературном газовом потоке; устанавливались зависимости степени повреждения деградированного слоя от уровня термонапряженного состояния.

#### Решение задачи и результаты

Расчеты по определению пространственного теплового и напряженно-деформированного состояния исследуемых образцов проводились с использованием пакета прикладных программ «SPACE» [9]. Для моделирования условий эксплуатации элемента конструкции ГТД были выбраны клиновидные образцы [10], моделирующие кромку лопатки ГТД. Основой для анализа кинетики теплового и НДС материала являлись результаты термометрирования объектов исследования при стендовых испытаниях по фиксированным режимам термоциклирования. Распределение коэффициентов теплообмена по поверхности образца для различных моментов времени и изменение температуры на кромке образцов с различной длиной хорды (27, 43 и 57 мм) в цикле показаны на рис. 3 и рис. 4.



Рис. 3. Распределение коэффициентов теплообмена по поверхности образца

 $1\,-\,4\text{--}10$ с,  $2\,-\,11\text{--}20$ с,  $3\,-\,25\text{--}60$ с,  $4\,-\,70\text{--}90$ с цикла



**Рис. 4.** Изменение температуры на кромке образца в цикле

1 - L = 27 MM, 2 - L = 43 MM, 3 - L = 57 MM

Расчет термических напряжений показывает, что применение защитных покрытий приводит к снижению уровня напряжений (рис. 5) как в полуцикле нагрева (сжимающие напряжения), так и в полуцикле охлаждения (растягивающие напряжения), что является важным с точки зрения дальнейшего рассмотрения вопросов зарождения и развития трещин. Необходимо отметить, что учет остаточных напряжений при проведении расчетов является весьма существенным (рис. 6). В случае, если не учитывать технологию нанесения покрытий, можно получить незначительное снижение уровня сжимающих и повышение растягивающих напряжений в полуцикле охлаждения, которые оказывают значительное влияние на процесс развития трещины.

На следующем этапе работы были выполнены исследования структуры и элементного состава поверхностного деградированного слоя образцов из сплава ЖС6Ф в двух состояниях (монокристаллическом и направленно-кристаллизованном) после определенной наработки в высокотемпературном газовом потоке с максимальной температурой на кромке T = 1020 °C при двух уровнях размаха термических напряжений:



Рис. 5. Напряженное состояние на кромке образца из сплава ЖС6У без покрытия

1 - L = 27 MM, 2 - L = 43 MM, 3 - L = 57 MM



Рис. 6. Напряженное состояние в покрытии Ni-Co-Cr-Al-Y на кромке образца из сплава ЖС6У с учетом остаточных напряжений

1 - L = 27 MM, 2 - L = 43 MM, 3 - L = 57 MM

 $2\sigma_a = 450 \text{ МПа и } 2\sigma_a = 680 \text{ МПа, а также изуче$ на деградация поверхностного слоя и изменениесвойств материала в области термоусталостнойтрещины, возникшей в наиболее напряженнойзоне клиновидного образца. В качестве критерияоценки интенсивности необратимых измененийв поверхностных слоях была принята глубинадеградированного слоя, которая зависит как оттемпературно-временных факторов, так и от величины действующих термических напряжений.

На испытанных в высокотемпературном газовом потоке клиновидных образцах определяли концентрацию основного элемента Ni, а также легирующих элементов Cr, Co, Mo, W, образующих с никелем  $\gamma$ - твердый раствор, и элементов Al, Ti, Nb, Hf, образующих с никелем интерметаллидную  $\gamma'$  -фазу. Было установлено, что деградированный поверхностный слой состоит из простых окислов и шпинелей, поскольку в наружном слое, по сравнению с внутренним слоем, происходит заметное снижение концентрации никеля от 50 вес. % до 22,9 вес. % и, соответственно, повышение кислорода от 17,3 вес. % до 35,9 вес. %.

Распределение легирующих элементов по глубине деградированного поверхностного слоя крайне неравномерно. Анализ кривых распределения элементного состава показывает, что на поверхности клиновидного образца наблюдается тенденция к снижению концентрации Ni (в 1,8 раз) и Со (в 2 раза) по сравнению с их содержанием в матрице сплава. Что касается изменения концентрации Со внутри деградированного слоя, наблюдается его увеличение к поверхности до 4,1 вес. % в наружном слое по сравнению с 1,2 вес. % во внутреннем слое. При более низких напряжениях  $2\sigma_a = 450$  МПа концентрация Ni, Cr и Co выше, чем при более высоких напряжениях  $2\sigma_a = 680$  МПа (рис. 7).

Для выработки представлений о прочностном поведении поверхностного слоя и его потенциального влияния на процессы повреждения необходимо учитывать результаты исследования микротвердости различных зон деградированного слоя. Изменение микротвердости по глубине поврежденного слоя определяли при малых нагрузках – 0,2 Н. Из приведенных на рис. 8 результатов видно, что микротвердость деградированного слоя существенно выше микротвердости матрицы сплава. При более высоких уровнях напряжений в наружном слое она составляет 8,9.....9,2 ГПа, при более низких уровнях напряжений – 6,8.....8,1 ГПа по сравнению с микротвердостью матрицы сплава. Микротвердость внутреннего подслоя составляет при более высоких напряжениях – 4,68 ГПа, при более низких – 7,44 ГПа. На границе деградированного слоя и матрицы находится осветленная нетравящаяся область, обедненная выделениями у' -фазы, где значения микротвердости 2.....3 ГПа близки к микротвердости сплава.



Рис. 7. Микроструктура и элементный состав поверхностного деградированного слоя на сплаве ЖС6Ф после 2300 циклов при T = 1020 °C, 2σ<sub>a</sub> = 450 МПа (a, кривая 1) и 2σ<sub>a</sub> = 680 МПа (b, кривая 2)
1 – наружный слой, 2 – внутренний слой, 3 – обедненная γ'-фазой зона, 4 – приповерхностный слой матрицы, 5 – матрица



**Рис. 8.** Изменение микротвердости по глубине поверхностного деградированного слоя в сплаве ЖС6Ф при T = 1020 °C,  $2\sigma_a = 450$  МПа (1) и  $2\sigma_a = 680$  МПа (2)

#### Заключение

Исследование термонапряженного состояния деталей ГТД с защитными покрытиями показало, что наличие покрытий приводит к уменьшению уровня напряжений в материале основы, а, следовательно, к повышению термоциклической долговечности.

Анализ результатов исследования фазового состава, структуры поверхностного деградированного слоя и концентрации элементов направленно-кристаллизованного жаропрочного сплава после испытаний в высокотемпературном газовом потоке показал наличие зависимости степени повреждения деградированного слоя от уровня термических напряжений.

При исследовании реального напряженно-деформированного состояния материала изделий в наиболее опасных областях должна быть предусмотрена возможность учета различия в свойствах между деградированным поверхностным слоем и матрицей сплава, что имеет важное значение в процессе анализа напряженно-деформированнного состояния (НДС) материала изделий, как основы прочностных расчетов.

### Перечень ссылок

- Гецов Л. Б. Материалы и прочность деталей газовых турбин / Л. Б. Гецов. – М. : Недра, 1996. – 591 с.
- Термическая усталость материалов в условиях неоднородного термонапряженного состояния / [Γ. Н. Третьяченко, Л. В. Кравчук, Р. И. Куриат и др.]. – Киев : Наук. думка, 1985. – 278 с.
- Guedou J. Y. Thermomechanical fatigue of turboengine blade superalloys / J. Y. Guedou // Thermomechanical fatigue behavior of materials, eds. H. Sehitolgu. – ASTM STP 1186, Philadelphia, 1993. – P. 157–175.

- Технологическое обеспечение эксплуатационных характеристик деталей ГТД / [В. А. Богуслаев, Ф. М. Муравченко, П. Д. Жеманюк и др.] // Лопатки компрессора и вентилятора. – Ч. 1. – Запорожье : ОАО «Мотор Сич», 2003. – 296 с.
- Процессы кристаллизации, структура и свойства отливок из никелевых жаропрочных сплавов / [Э. И. Цивирко, П. Д. Жеманюк, В. В. Клочихин и др.] // Металловедение и термическая обработка металлов. – 2001. – № 10. – С. 13–17.
- Каблов Е. Н. Жаропрочность никелевых сплавов / Е. Н. Каблов, Е. Р. Голубовский. М.: Машиностроение, 1998. – 464 с.
- Исследование необратимых процессов в поверхностных слоях материала моделей лопаток ГТД при термическом нагружении в газовом потоке / [Г. Н. Третьяченко, Л. В. Кравчук, Р. И. Куриат и др. ] // Пробл. прочности. 1980. № 8. С. 3–6.
- Ali P. Gordon Corrosion kinetics of a directionally solidified Ni-base superalloy / Ali P. Gordon, Matthew D. Trexler, Richard W. Neu, Thomas J. Sanders Jr, David L. McDowell // Acta Materialia. – 2007. – Vol. 55.– P. 3375–3385.
- Програмне забезпечення «Тривимірне скінченноелементне моделювання теплового і термонапруженого стану елементів машинобудівних конструкцій (SPACE)» / Система сертифікації УкрСЕПРО. Сертифікат відповідності № UA1.017.0084261-02. – 2002.
- Єдина система захисту від корозії та старіння. Метали, сплави, покриття жаростійкі. Метод випробувань на високотемпературну корозію та термовтому в потоці продуктів горіння палива : ДСТУ 23.6794. – [Чинний від 25-02-94]. – 27 с.

Поступила в редакцию 25.06.2008

Розглянуто результати аналізу механізмів термовтомного пошкодження матеріалів з покриттями деталей ГТД з урахуванням впливу термонапруженого стану.

The paper interprets the results of analysis of the mechanisms of thermal and fatigue damage of coated materials used for gas turbine engine components, with the thermostressed state influence taken into consideration.

## УДК 629.7.036:539.4

### А. Н. Михайленко, Т. И. Прибора

# ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ТОЛЩИНЫ ОБОЛОЧКИ ВАЛА КВД НА СТАТИЧЕСКУЮ И ДИНАМИЧЕСКУЮ ПРОЧНОСТЬ

Рассмотрены вопросы, возникающие при проектировании роторов ГТД, а именно, вала КВД. Выделены основные конструктивные особенности вала, совокупность нагрузок, действующих на вал. Представлены расчетные и экспериментальные выводы по влиянию толщины оболочки вала на статическую и динамическую прочность.

Одно из основных требований, предъявляемых к современным конструкциям газотурбинных двигателей (ГТД), — обеспечение их достаточной надежности и долговечности при условии минимальных габаритных размеров и веса.

Ротор современного ГТД представляет собой конструкцию, состоящую из конструктивных элементов различной жесткости: диски, проставки, конические и цилиндрические оболочки, валы (рис. 1). Неравномерный нагрев ротора со значительными величинами перепадов температур и давлений, сложным законом их распределения в сочетании с осевыми, центробежными силами, изгибающими и крутящими моментами, динамические нагрузки (гироскопические) при выполнении эволюций летательного аппарата (ЛА) создают сложную картину статического и динамического нагружения конструкции.

В настоящей работе рассмотрены вопросы обеспечения ресурса и надежности одного из основных элементов конструкции ротора турбокомпрессора, вала ротора КВД.

При проектировании роторов КВД ГТД многовальных машин увеличение наружного диаметра оболочки вала КВД позволяет решить вопросы технологичности изготовления валов и дисков ротора, вопросы обеспечения надежности болтового соединения фланца диска последней ступени компрессора и фланца диска ТВД с соответствующими фланцами вала; вопросы сборки, балансировки ротора. Обязательным условием проектирования является минимизация веса конструкции ротора ТК для заданных запасов статической и динамической прочности. Увеличение наружного диаметра оболочки вала предполагает уменьшение толщины этой оболочки. Толщина оболочки вала должна обеспечивать условия прочности и надежности, поэтому задача проектирования — определение оптимальной толщины оболочки вала при выбранном диаметре.

Одной из функций турбокомпрессора является обеспечение приводов агрегатов, которые на работающем двигателе обеспечивают жизнедеятельность всех систем.

При эксплуатации двигателя в валах роторов возникают напряжения кручения — от передаваемого крутящего момента; напряжения изгиба от сил веса роторов с учетом перегрузки и гироскопических моментов, возникающих при эволюции ЛА; напряжения растяжения — от действия осевого усилия турбины и компрессора.

В данной работе приведен пример расчетной и экспериментальной доводки вала КВД.

Напряжения в валах и запасы усталостной прочности определяются в местах действия на валы максимальных крутящих и изгибающих



Рис. 1. Конструкция ротора турбокомпрессора

© А. Н. Михайленко, Т. И. Прибора, 2009

моментов, минимальных моментов сопротивления и в местах наибольшей концентрации напряжений.

Величина эквивалентного напряжения определяется по зависимости:

$$\sigma_{\max} = \sqrt{(\sigma_{II} + \sigma_P)^2 + 3\tau_{KP}^2},$$

где  $\sigma_{max}$  – максимальное эквивалентное на-

пряжение, соответствующее рассматриваемому режиму нагружения и определенное с учетом одновременного действия осевой силы, крутящего и изгибающих моментов, от перегрузки, гироскопического эффекта, возникающего при эволюции ЛА в полете;

 $\sigma_{H}$  – напряжение изгиба от действия гироскопического момента и перегрузок;

 $\sigma_P$  — напряжение растяжения от действия осевой силы;

 $\tau_{KP}$  — напряжение кручения от действия крутящего момента;

 $n_{\Sigma}$  — запас по сопротивлению усталости вала в расчетном сечении при одновременном действии изгиба и кручения;

 $K_B$  — запас статической прочности вала по эквивалентным напряжениям.

В таблице 1 приведены результаты расчетного исследования вала КВД с различной толщиной стенки. Утонение стенки вала приводит к недопустимому увеличению уровня напряжений в вале. Вал, выполненный по чертежу, в пределах допуска (h = 1,35) и усиленный вал (h = 1,6) имеют надежные запасы прочности. Кроме оценки статической прочности, выполняется оценка динамической прочности заднего вала ТК. Так как у ротора всегда имеется некоторая неуравновешенность, то следует определять критическое число оборотов на режиме прямой синхронной прецессии.

Выполнены расчеты по определению первой критической частоты вращения, определены формы собственных колебаний вала (табл. 2).

Проведены расчетные работы по определению влияния утонения цилиндрической части вала КВД двигателя на рост динамических напряжений.

Согласно расчетам, при уменьшении толщины стенки до 1,15 мм собственная частота оболочечных колебаний с двумя, тремя и четырьмя узловыми диаметрами снижается на 13%.

В конструкции рассматриваемого нами турбокомпрессора в компрессоре связь роторных деталей осуществляется фланцевыми соединениями с затяжкой болтовых стыков. Основой фланцевого крепления дисков является следующая схема: центровка по диаметру, болтовое соединение. Условие нераскрытия стыка имеет вид:

$$t/_{d} \ge 2,5...4$$
,

где *d*-диаметр отверстия под болт;

*t* — расстояние между центрами отверстий по окружности (шаг отверстий).

В турбине соединение роторных деталей выполнено при помощи конических призонных болтов. В этом случае центровка собираемых деталей осуществляется по конусу болта.

На ротор турбокомпрессора действуют импульсы от потока воздуха и газов. Силы, действующие на лопатки турбокомпрессора и передаю-

Таблица 1 – Приведенные эквивалентные напряжения

Толщина стенки вала	$ au_{\mathit{K\!P}}$ , МПа	$\sigma_P$ , МПа	$\sigma_{H}$ , МПа	$\sigma_{max}$ , МПа	$n_{\Sigma}$	$K_B$
1,15 мм	67,5	161,1	22,0	217,2	3,84	2,99
1,2 мм	64,6	154,3	21,1	208,1	4.01	3,12
1,35 мм (1,6 – допуск 0,25)	57,4	137,1	18,8	184,9	4,51	3,52
1,6 мм	48,4	115,6	15,8	155,9	5,36	4,17

Таблица 2 – Формы собственных колебаний вала

	Передня	ня опора	Π		Π
	$\alpha_1 \cdot 10^{-1}$ , M/H	$P_1$ , H	$\alpha_2 \cdot 10^{-1}$ , м/Н	П <sub>кр1</sub> , об/мин	П <sub>кр2</sub> , об/мин
1	0			2135	
2	25	$\geq 600$	10	8882	12214
3	205	$\leq 600$	10	3457	11040
4	205		13,2	3438	10075

щиеся на вал, зависят от числа рабочих и спрямляющих лопаток.

Внешние силы, действующие на ротор, могут возникать и от других причин. Например, со стороны шестерен на вращающийся вал может действовать сила, возникающая от разноразмерности толщины зуба шестерен, равномерности шага зуба, коррекции зубчатого зацепления.

В турбокомпрессоре источником возбуждения резонансных крутильных колебаний является первая роторная гармоника верхнего горизонтального валика (1,35*f*<sub>*a*∂</sub>), связанного с передним валом КВД зубчатым зацеплением.

Для исследования выбраны валы с различными толщинами оболочки, установленные на вибростенд. Определены формы и частоты собственных колебаний указанных валов.

В качестве подтверждения теоретических расчетов было выполнено тензометрирование заднего вала КВД, исходного профиля. Тензометрирование показало, что действующие динамические напряжения не превышают значений:

 от оболочковых колебаний цилиндрической части вала – ±3 МПа;

от изгибных колебаний ротора ВД – ±6 МПа;

 – от кругильных колебаний ротора ВД – ±17 МПа. Незначительный уровень динамических напряжений, замеренных в заднем вале КВД, подтверждает работоспособность вала КВД.

Тензометрирование заднего вала КВД с толщиной цилиндрической части 1,15.....1,2 мм показало:

 величина динамических напряжений по оболочковым и изгибным формам колебаний практически не изменилась по сравнению с напряжениями в вале с толщиной стенки 1,3 мм;  – резонансные крутильные колебания ротора вследствие снижения собственных частот крутильных колебаний системы сместились в зону частот вращения, соответствующих высоким режимам работы двигателя;

Для отстройки заднего вала КВД от резонансных кругильных колебаний по гармонике 1,35*f*<sub>вд</sub> в диапазоне рабочих режимов двигателя разработан усиленный задний вал КВД с ребрами жесткости.

Для определения характера и уровня динамических напряжений, возникающих при оболочковых ( $\sigma_{of}$ ), изгибных ( $\sigma_H$ ) и крутильных ( $\tau_{KP}$ ) колебаниях усиленного заднего вала КВД, было проведено тензометрирование данного вала на однокаскадном газогенераторе в условиях испытательного стенда.

В исследованном диапазоне режимов работы газогенератора крутильных колебаний заднего вала не обнаружено.

Уровень возбуждения крутильных колебаний, который выражается величиной виброскорости по гармонике  $K = 1,35 f_{\theta \partial}$ , при данном исследовании составлял V = 5 мм/с, что практически составляет максимально возможную величину.

Величина динамических напряжений по оболочковым и изгибным формам не изменилась по сравнению с напряжениями в неусиленном

вале (  $\sigma_{o\delta} = 5 \text{ M}\Pi a$ ,  $\sigma_{H} = 15 \text{ M}\Pi a$ ).

То есть, испытания также показали зависимость динамики вала от величины толщины оболочки вала.

На рисунке 2 показаны места усиления вала. Это цилиндрическая часть вала, места перехода к конусам, конуса (за счет увеличения наружного диаметра на 0,8 мм), передний фланец тоже усилен на 1,25 мм.



Рис. 2. Усиление заднего вала КВД

Проведенный анализ материалов исследования позволил сделать вывод, что уменьшение размера толщины оболочки вала приводит к снижению собственных частот оболочечных колебаний. В свою очередь снижение собственных частот оболочечных колебаний приводит к резкому росту вибрационных напряжений, уменьшающих ресурс надежной работы вала. Выполненные исследовательские работы подтвердили результаты расчетов и правильность внедренных мероприятий по усилению заднего вала КВД, результатом чего стала устойчивая и надежная работа турбокомпрессора.

Поступила в редакцию 11.07.2008

Розглянуто питання, що виникають при проектуванні роторів ГТД, а саме, валу КВТ. Виділено основні конструктивні особливості валу, сукупність навантажень, що діють на вал. Представлено розрахункові й експериментальні висновки щодо впливу товщини оболонки валу на статичну та динамічну міцність.

The article discusses the issues arising when designing gas turbine engine rotors, especially a high-pressure compressor shaft, with the fundamental shaft design features and cumulative loads affecting the shaft underscored. Rated and developmental conclusions concerning the shaft casing thickness influence on its static and dynamic strength are provided.

# УДК 629.7.036:539.4

### И. Ф. Кравченко, А. В. Шереметьев, А. В. Петров, В. А. Хромов

# ОБЕСПЕЧЕНИЕ ДОПУСТИМОГО УРОВНЯ РАЗНОЧАСТОТНОСТИ ЛОПАТОК ЦЕНТРОБЕЖНЫХ КОЛЕС

Исследованы особенности колебаний центробежных колес (ЦБК) и рабочих лопаток осевых ступеней компрессоров авиационных ГТД. Изложены основные принципы и практические рекомендации по выбору допустимого уровня разночастотности ЦБК. Проведено исследование влияния различных конструктивно-технологических факторов и мероприятий на собственные частоты и вибронапряженность ЦБК.

#### Введение

Отклонение геометрических размеров лопаток авиационных ГТД вследствие технологических факторов (даже в пределах допуска) приводит к изменению их собственных частот, шага лопаток в рабочем колесе и других параметров. Геометрическая неоднородность лопаточных венцов вызывает их динамическую неоднородность, приводящую к неравномерности распределения динамических напряжений в лопатках и повышению уровня резонансных напряжений на отдельных лопатках рабочего колеса при колебаниях на работающем двигателе [1-4]. При колебаниях динамически неоднородных лопаточных венцов, в частности, моноколес осевых ступеней компрессора и центробежных колес (ЦБК), имеет место расслоение спектра собственных частот, вызванное нарушением их циклической симметрии [5, 6]. Практика показывает, что практически возможная для рабочих колес газотурбинных двигателей расстройка частот незначительна. Однако, связанные с ней фазовые сдвиги и наложения расслоившихся форм колебаний являются одними из основных источников возникновения неравномерности распределения динамических напряжений в рабочих колесах авиационный ГТД [7-10]. Характерной особенностью колебаний ЦБК является достаточно высокая связанность колебаний лопаток и диска. При этом влияние расстройки собственных частот лопаток на характеристики колебаний ЦБК отличается от аналогичного влияния для рабочих колес осевых ступеней и недостаточно изучено. По данной проблеме имеется ограниченное число публикаций [11, 12].

Исходя из вышесказанного, исследование колебаний ЦБК и определение допустимого уровня разночастотности лопаток в них является актуальной научной и практической задачей.

#### 1 Основные критерии выбора допускаемого диапазона частот для лопаток различных типов

Собственная частота лопаток является комплексным критерием для косвенной оценки точности изготовления лопаток авиационных ГТД. Для рабочих лопаток с хвостовиками и моноколес осевых ступеней компрессора контроль частот лопаток ведется по первой изгибной форме колебаний на электродинамических вибростендах. Выбор контролируемого диапазона частот производится после набора объема статистических данных путем построения гистограмм - распределений лопаток по собственным частотам таким образом, чтобы отбраковывалось минимальное количество лопаток (рабочих колес). В табл. 1 приведены основные факторы, определяющие выбор контролируемого диапазона частот и их применение для рабочих лопаток авиационных ГТД различных типов.

**Таблица 1** — Основные факторы, определяющие выбор допускаемого диапазона частот рабочих лопаток авиационных ГТД

Фактор	Типы лопаток				
- unity	Лопатки с хвостовиками	Моноколеса (осевые)	ЦБК		
Контроль геометрии и отбраковка	да	да	да		
Отстройка от опасных резонансов	да	да	да		
Повышение резонансных напряжений, вызванное разночастотностью	да	да	нет		
Контроль по формам выше 1 изгибной	При необходимости	При необходимости	При необходимости		

© И. Ф. Кравченко, А. В. Шереметьев, А. В. Петров, В. А. Хромов, 2009

#### 2 Особенности колебаний ЦБК

На рис. 1 показаны сравнительные экспериментальные зависимости максимальных относи-

тельных динамических напряжений  $\sigma_{vmax} = \frac{O_{vi}}{\sigma_{vmax}}$ в лопатках моноколеса вентилятора и ЦБК от величины их разночастотности по первой изгиб-

ной форме  $\overline{f_1} = \frac{f_{1i}}{f_{1max}}$  на базе *i*-го числа исследованных лопаток. Как показывает практика, частотный контроль лопаток ЦБК по формам колебаний выше первой изгибной нецелесообразен, поскольку резонаные напряжения по этим

формам имеют, как правило, незначительный уровень. Как видно из рис. 1, разночастотность лопаток ЦБК выше, чем лопаток моноколес, однако при

ЦБК выше, чем лопаток моноколес, однако при этом динамические напряжения в лопатках ЦБК имеют практически постоянный уровень, в то время как «выпадение» по частоте даже одной лопатки моноколеса может приводить к разбросу напряжений в лопатках более, чем на 30% и достигать опасного уровня при резонансных колебаниях.

Для лопаток ЦБК описанное явление проявляется не столь очевидно из-за достаточно высокой связанности колебаний лопаток с диском, которая компенсирует неоднородность динамических напряжений в лопатках, вызванную их разночастотностью.



Рис. 1. Влияние разночастотности на вибронапряженность лопаток

### 3 Отстройка ЦБК от опасных резонансов

При проектировании рабочих лопаток авиационных ГТД необходимо обеспечить достаточный запас (по частоте и оборотам) от опасных резонансов, т.е. от резонансов с повышенными уровнями динамических напряжений на режимах работы двигателя с максимальной частотой вращения. В случае достаточно близкого расположения собственной частоты лопатки по отношению к гармонике явного возбудителя требуется введение частотного контроля для недопущения работы лопаток на резонасных режимах.

Для рабочих лопаток ЦБК явными возбудителями резонансных колебаний являются:

стойки опор корпусов;

– лопатки диффузора;

 – лопатки направляющих аппаратов (если перед ЦБК имеются осевые ступени).

В качестве примера рассмотрим резонансно-частотную диаграмму ЦБК малоразмерного ГТД при колебаниях по первой изгибной форме (рис. 2).



Рис. 2. Отстройка лопаток ЦБК от опасного резонанса

В корпусе двигателя имеется 4 равномерно расположенные по окружности стойки, поэтому резонанс с гармоникой возбуждения K = 4, вызывающий повышенный уровень динамических напряжений в лопатках ЦБК, считается опасным.

В результате частотного контроля достаточно большого числа центробежных колес (минимум 8......12 шт.) определяется диапазон собственных частот лопаток ЦБК. Также устанавливается диапазон рабочих частот вращения ротора двигателя.

Для обеспечения достаточного запаса от опасных резонансов значение минимальной собственной частоты лопатки в ЦБК должно быть выше резонансной частоты на величину  $\Delta f \ge 10\%$ (см. рис. 2).

#### 4 Влияние технологических отклонений

Для определения влияния толщин лопаток ЦБК на их собственные частоты были проведены замеры толщин лопаток и получены зависимости, показанные на рис. З (в качестве примера показана зависимость собственных частот от толщины входной кромки лопаток, хотя, в общем случае, могут использоваться и другие геометрические характеристики лопаток). Из условия обеспечения достаточного запаса от опасного резонанса по 4-й гармонике (см. рис. 2), собственная частота первой изгибной формы колебаний должна быть  $f_1 \ge 2400$  Гц.



Рис. 3. Зависимость собственной частоты колебаний лопаток ЦБК от толщины входной кромки

Как видно из рис. 3, лопатки с частотами  $f_1 < 2400$  Гц имеют толщины входных кромок в контролируемом сечении ниже требуемых по техническим условиям чертежа.

Таким образом, на основании полученных зависимостей собственных частот лопаток от их толщин с учетом ограничения по частоте, вызванного отстройкой лопаток от опасного резонанса, имеется возможность установки и корректировки допусков на размеры лопаток ЦБК.

#### 5 Конструктивная доработка ЦБК

Центробежные колеса являются достаточно сложными и, как следствие, дорогими деталями авиационных ГТД, поэтому применение подхода к определению допустимого диапазона частот (описанного в п. 1) для ЦБК является недопустимым, а отбраковка крайне нежелательной. Поэтому, единственным и наиболее эффективным методом введения собственных частот лопаток ЦБК в рамки допустимого диапазона является их конструктивная доработка.

В качестве примера приводится отстройка лопаток ЦБК от опасного резонанса по первой изгибной форме колебаний с кратностью *K* = 6 на рабочей частоте вращения *n* = 38000..... 39000 об/мин и *f*<sub>pe3</sub> = 3800......3900 Гц. После проведения частотного контроля всех

После проведения частотного контроля всех лопаток ЦБК необходимо путем доделки лопаток, собственные частоты по первой изгибной форме которых  $f_1 \le 4300$  Гц, повысить их частоту выше резонансной на максимальной рабочей частоте вращения с запасом не менее 10%.

На рис. 4. представлен эскиз доработки лопаток данного ЦБК. Рассматривалось три варианта доработки:

1) обрезка уголков лопаток на величину от нуля у корневого сечения до величины L на периферии лопатки по линейному закону со стороны входной кромки (рис. 4, a);

2) уменьшение толщины лопатки от нуля, начиная с размера K до размера т на периферии лопатки по линейному закону со стороны спинки (рис. 4,  $\delta$ );

 комбинация первого и второго варианта доработки.





а – обрезка уголка; б – изменение толщины лопатки

На рис. 5 показано влияние доработок по размерам L и m на собственную частоту первой изгибной формы колебаний для лопаток двух экземпляров ЦБК (с двигателей № 1 и № 2).

Как видно из рис. 5, несмотря на то, что доработка лопаток по размеру L более проста в реализации, она является малоэффективной. Наиболее эффективной доработкой является изменение толщины лопатки по размеру m. Однако, если при этом получается слишком маленькая толщина лопаток на периферии, то необходимо сочетать оба варианта доработки.

### Выводы

1. Выбор допустимого уровня разночастотности для ЦБК необходимо проводить по другим принципам, отличным от аналогичных принципов для рабочих колес осевых ступеней и моноколес компрессоров авиационных ГТД.

2. Разночастотность лопаток ЦБК выше, чем для рабочих лопаток осевых ступеней, поэтому при проектировании ЦБК отстройку от опасных резонансов необходимо проводить с запасом по частоте не менее 10% на максимальной частоте вращения.



Рис. 5. Влияние конструктивных доработок лопаток ЦБК на собственные частоты первой изгибной формы колебаний



Л5<sup>(1)</sup> – лопатка №5 из колеса ЦБК двигателя № 01 и т.д.

3. Характерной особенностью колебаний ЦБК является связанность колебаний лопаток и диска, которая в определенной степени способствует равномерности резонансных напряжений в лопатках ЦБК.

4. Резонансные колебания с высоким уровнем динамических напряжений при колебаниях ЦБК по формам выше первой изгибной на исследуемых двигателях, как правило, не проявлялись, поэтому контроль частот по ним нецелесообразен.

5. В случае, когда собственные частоты лопаток ЦБК находятся вне допустимого диапазона, то для данного колеса требуется проведение дополнительного исследования и, в случае необходимости, проведение его конструктивной доработки.

#### Перечень ссылок

- Динамика авиационных газотурбинных двигателей / [под ред. И. А. Биргера, Б. Ф. Шорра]. – М. : Машиностроение, 1981. – 232 с.
- Воробьев Ю. С. Колебания лопаточного аппарата турбомашин / Ю. С. Воробьев. К. : Наук. думка, 1988. 224 с.

- Зиньковский А.П. Резонансные колебания расстроенных лопаточных венцов рабочих колес турбомашин / А. П. Зиньковский, В. В. Матвеев // Динамика роторных систем : сб. тр. междунар. конф. – Каменец-Подол., 1996. – С. 86–88.
- Муравченко Ф. М. Обеспечение динамической прочности деталей авиационных ГТД при прогнозировании больших ресурсов / Ф. М. Муравченко, А. В. Шереметьев // Вестник двигателестроения. – 2002. – № 1. – С. 32–36.
- 5. Иванов В. П. Колебания рабочих колес турбомашин / В. П. Иванов. – М. : Машиностроение, 1983. – 224 с.
- Rzadkowki R. The General Model of Free Vibration of Mistuned Bladed Disks. Part I. Theoretical Model / R. Rzadkowki // Journal of Sound and Vibration. – 1994. – Vol. 173(3). – № 9, June. – P. 395–401.
- Писаренко Г. С. Вопросы моделирования колебаний лопаток турбомашин / Г. С. Писаренко, Ю. С. Воробьев // Проблемы прочности. – 2000. – № 5. – С. 122–126.
- Зиньковский А.П. Влияние технологических отклонений в изготовлении лопаток на вибронапряженность их венцов / А. П. Зиньковский // Вибрации в технике и технологиях. – 1999. – № 1(10). – С. 28–33.
- Rzadkowki R. The General Model of Free Vibration of Mistuned Bladed Disks. Part II. Numerical results / R. Rzadkowki // Journal of Sound and Vibration. - 1994. - Vol. 173(3). -№ 9, June. - pp. 402-413.
- Compact, Generalized Component Mode Mistuning Representation for Modeling Bladed Disk Vibration / [S. Lim, R. Bladh, M. P. Castanier, C. Pierre ] // AIAA Journal. – 2007. – Vol. 45. – № 9. – pp. 2285–2298.
- Модель выносливости лопаток центробежного колеса компрессора / [В. А. Богуслаев, В. К. Яценко, Д. В. Павленко и др. ] // Технологические системы. – 2002. – № 5(16). – С. 52–55.
- Resonance Identification for Impellers. Proceedings of the Thirty-Second Turbomachinery Symposium / [M. P. Singh, B. K. Thakur, W. E. Sullivan , G. Donald]. – Turbomachinery Laboratory, Texas A&M University. – 2003. – P. 59–70.

Поступила в редакцию 04.07.2008

Досліджено особливості коливань відцентрових колес (ВЦК) і робочих лопаток осьових ступенів компресорів авіаційних ГТД. Викладено основні принципи і практичні рекомендації з вибору припустимого рівня різночастотності ВЦК. Проведено дослідження впливу різних конструктивно-технологічних факторів і заходів на власні частоти і вібронапруженість ВЦК.

The features of oscillations produced by impellers and compressor blades of aircraft gas turbine engines are studied. The fundamental principles and practical recommendations concerning impeller mistuning tolerance are set out. The influence of various design and technological factors and measures on impeller intrinsic oscillation frequencies and vibration stress is researched.

- 57 -

## УДК 539.91/37

### В. В. Погосов, П. В. Вакула

# РАБОТА ВЫХОДА ЭЛЕКТРОНОВ ИЗ ДЕФОРМИРОВАННЫХ МЕТАЛЛОВ

Поверхностный стресс и контактная разность потенциалов упруго-деформированных граней Al, Cu, Au, Ni и Ti кристаллов вычислены с помощью самосогласованного метода Хартри-Фока-Кона-Шема. Расчеты демонстрируют уменьшение/увеличение работы выхода при растяжении/сжатии металлического кристалла. Результаты вычислений указывают, что измерения методом Кельвина контактной разности потенциалов деформированной поверхности соответствуют не изменению работы выхода электронов, а изменению поверхностного значения эффективного потенциала. Полученные величины стресса, работы выхода и контактной разности потенциалов находятся в хорошем согласии с результатами вычислений из первых принципов.

#### 1 Введение

К настоящему времени накопился определенный объем экспериментальных исследований зависимости работы выхода *W* от деформации. По этой зависимости можно судить о параметрах напряженного состояния металла: величине остаточных механических напряжений, дислокационной структуре и пр. Химическая активность, определяемая величиной поверхностной энергии или стресса, также чувствительна к деформации поверхности металла [1].

Прямые измерения, использующие метод Кельвина (метод динамического конденсатора) [2-4], указывают на уменьшение/увеличение контактной разности потенциалов (КРП) упругорастянутого/сжатого плоского металлического образца. Эти, на первый взгляд, неожиданные результаты означают, что работа выхода увеличивается/уменьшается при одноосном растяжении/ сжатии металлического образца. Этот факт противоречит другому факту: работа выхода простых металлов уменьшается с уменьшением концентрации электронов металла (т.е. при переходе  $Al \rightarrow Na \rightarrow Cs$  в таблице Менделеева).



**Рис. 1.** Качественная схема растянутого образца вдоль *х*-направления,

 $u_{xx} > 0$  — относительная деформация, S — площадь грани,  $S_z >> S_y, S_x$ 

© В. В. Погосов, П. В. Вакула, 2009

Общепризнанный метод измерения работы выхода в зависимости от деформации вдоль x-оси (рис. 1) основан на выражении:

$$\Delta W = - \mathrm{KP}\Pi,\tag{1}$$

т.е. работа выхода как бы увеличивается для растянутого образца. Изменение работы выхода  $\Delta W = W(u_{xx}) - W(0)$  было измерено в [2-4] на грани металлического образца, перпендикулярной *у* или *z* -направлениям,  $u_{xx}$  — относительная деформация образца вдоль *x* -оси.

В данной работе вычислены деформационные зависимости поверхностной энергии, работы выхода и КРП для различных плоскостей таких металлов, как Al, Ti, Ni, Cu и Au. Обсуждается проблема корректного определения работы выхода. Точность соотношения (1) тестирована полностью самосогласованными вычислениями. Показано, что использование выражения (1) может привести к неверным результатам в диагностике упруго-напряженной металлической поверхности.

#### 2 Методика вычисления

В рамках метода функционала плотности полная энергия металла является функционалом неоднородной электронной концентрации n(r), которая стремится  $n(r) \rightarrow \overline{n}_0$  к своему объемному (постоянному) значению в объеме металла и быстро убывает за поверхностью в вакуум. Задавая деформацию *u<sub>xx</sub>* по оси *x*, деформация по другим направлениям определяется коэффициентом Пуассона. Равновесный профиль электронов рассчитывается из условия минимума полной энергии кристалла. Для этого используется метод Хартри-Фока-Кона-Шема, учитывающий обменно-корреляционные эффекты в неоднородном электронном газе на фоне ионного желе [1, 5]. Когда равновесный профиль известен, рассчитывается поверхностная энергия и работа выхода. Диагональная *xx* – компонента поверхностного стресса для верхней грани образца, на которой в [2-4] измерялась КРП, равна

$$\tau_{xx} = \gamma + \frac{d\gamma}{du_{xx}}, \qquad (2)$$

где γ — удельная поверхностная энергия этой грани. Работа выхода определяется как

$$W_{face} = -\overline{V}_{eff} - \overline{\varepsilon}_F ,$$
 (3)

где  $\overline{V}_{eff} < 0$  — положение дна зоны проводимости в металле (объемное значение эффективного потенциала для электронов проводимости),  $\overline{\varepsilon}_F > 0$  энергия Ферми (кинетическая энергия фермиевских электронов).

#### 3 Результаты и их обсуждение

Вначале вычисления значений работы выхода  $W_{face}(u_{xx})$  и поверхностной энергии  $\gamma_{face}(u_{xx})$  выполнены для ненапряженной металлической поверхности, а затем для напряженной в области упругой деформации:  $-0,01 \le u_{xx} \le +0,01$  для Ni и  $-0,03 \le u_{xx} \le +0,03$  для Al, Au, Cu, и Ti, соответственно. Положительная/отрицательная деформация  $u_{xx}$  эквивалентна растяжению/сжатию образца в *x*-направлении. Верхняя грань образца предполагается упакованной как (100) или (110), (111), (0001).

Расчетные значения работы выхода и поверхностной энергии ненапряженных поверхностей Al, Au, Cu, Ni и Ti находятся в согласии с хорошо известными экспериментальными данными и расчетами других авторов [1]. Деформационные зависимости указанных величин линейны по отношению к отрицательным и положительным деформациям, т.е. деформационные градиенты положительны. Величина компоненты стресса  $\tau_{xx}$ 

### меняется в интервале $(1,15 \div 1,75) \gamma_{face}$ (рис. 2).

Соответствующее изменение в работе выхода равно примерно 1% при максимальных растяжениях. С ростом сжатия ( $u_{xx} < 0$ ) хвосты электронного профиля и, соответственно, эффективного потенциала становятся более крутыми при убывании в вакуум, зануляясь вдали за поверхностью. При растяжении наблюдается противоположная тенденция этих величин. Полное уменьшение/увеличение работы выхода W определяется положительным/отрицательным сдвигом значения эффективного потенциала в объеме металла относительно деформационной зависимостью  $\varepsilon_F(u_{xx})$  можно



**Рис. 2.** Расчетные значения производной  $d\gamma/du_{xx}$  для оценки поверхностного стресса (2). Левая и правая части рисунка соответствуют сжатию ( $u_{xx} < 0$ ) и растяжению ( $u_{xx} > 0$ ) образца, соответственно

считать  $\Delta W \approx -\Delta \overline{V}_{eff}$ ). Наши вычисления имитируют глобальную зависимость работы выхода от электронной концентрации в металлах, т.е. «переход» Al  $\rightarrow$  Na  $\rightarrow$  Cs. С другой стороны, выражение (1) дает неверную зависимость  $W(u_{xx})$  в упругой области, что, на первый взгляд, противоречит экспериментам [2-4].



**Рис. 3.** Расчетные значения работы выхода и контактной разности потенциалов

$$\Box$$
 — гцк (100),   
  $\Delta$  — (110),   
  $\bullet$  — (111),   
  $\diamond$  — гбц (0001),   
  $\times$  — експ

Экспериментальные наблюдения могут быть объяснены не деформационным изменением дна зоны проводимости, а изменением эффективного потенциала за поверхностью металла на мнимой поверхности изображения, отстоящей на расстоянии  $z_0$  (примерно одного радиуса Бора), т.е. КРП =  $\Delta V_{eff}(u_{xx}, z_0)$  В работе проведены независимые вычисления  $\Delta W$  и КРП без использования выражения (1). Рис. 3 демонстрирует, с одной стороны, хорошее качественное согласие вычисленных величин КПР ( $u_{xx}$ ) с экспериментальными данными [2-4], а с другой стороны — зависимость  $W(u_{xx})$ , обратную той, что следует из (1). Экспериментальные значения КРП взяты из [2,3] для сжатых ( $u_{xx} = -0,03$ ) поликристаллов Al, Cu и Au образцов, и из [1, 3] — для растянутых Al ( $u_{xx} = +0,03$ ) и Ni ( $u_{xx} = +0,01$ ) образцов.

### Выводы

1. По оригинальной вычислительной схеме выполнен расчет деформационных зависимостей поверхностной энергии, стресса и работы выхода Al, Ni, Cu, Au и Ti. Результаты вычислений показывают, что при одноосной деформации (независимо от ее знака и от индексов кристаллографического направления) наблюдается линейный рост поверхностной энергии. Величина работы выхода убывает линейно с ростом деформации в упругой области.

 Решена важная, с практической точки зрения, задача адекватной интерпретации результатов измерений деформационного изменения КРП по методу Кельвина. Доказано, что результаты таких измерений демонстрируют изменение потенциала поверхности, а не работы выхода.

#### Перечень ссылок

- Шпак А. П. Введение в физику ультрадисперсных сред / А. П. Шпак, В. В. Погосов, Ю. А. Куницкий. – К. : Академпериодика, 2006. – 424 с., ил.
- Craig P.P. Direct observation of stress-induced shifts in contact potentials / P. P.Craig // Physical Review Letters. - 1969. - Vol. 22, № 14. - P. 700-703.
- Левитин В. В. Влияние деформации и механического напряжения в металлах на работу выхода электронов / В. В. Левитин, С. В. Лоскутов, В. В. Погосов // Физика металлов и металловедение. 1990. № 9. С. 73–79.
- Li W. Effects of elastic and plastic deformations on the electron work function of metals during bending tests / W. Li, D. Y. Li // Philosophical Magazine. – 2004. – Vol. 84, № 35. – P. 3717–3727.
- Pogosov V. V. Density-functional theory of elastically deformed finite metallic sample: work function and surface stress / V. V.Pogosov, V. P. Kurbatsky // Журнал экспериментальной и теоретической физики. – 2001. – Т. 119, № 2. – С. 350–358.

Поступила в редакцию 19.06.2008

Поверхневий стрес і контактна різниця потенціалів пружно-деформованих граней Al, Cu, Au, Ni i Ti кристалів обчислені за допомогою самоузгодженого методу Хартрі-Фока-Кона-Шема. Розрахунки демонструють зменшення/збільшення роботи виходу при розтяганні/стисканні металевого кристала. Результати обчислень указують, що вимірювання методом Кельвіна контактної різниці потенціалів деформованої поверхні відповідають не зміні роботи виходу електронів, а зміні поверхневого значення ефективного потенціалу. Отримані величини стресу, роботи виходу і контактної різниці потенціалів добре узгоджуються з результатами обчислень з перших принципів.

Surface stress and contact potential difference of elastically deformed faces of Al, Cu, Au, Ni, and Ti crystals are calculated using the self-consistent Hartry-Fock-Kohn-Sham method. The calculations display a decrease/increase in work function when stressing/straining a metal crystal. The calculation results indicate that contact potential difference measured on a deformed surface by the Kelvin method does not correspond to work function but does correspond to the surface potential change. The values of stress, work function, and contact potential difference obtained show the best correlation with the calculation results based on the principles above mentioned.

## УДК 620.178.179.119

### Л. Й. Івщенко, В. В. Циганов, С. В. Лоскутов, С. В. Сейдаметов

# ВПЛИВ ТРИВИМІРНОГО НАВАНТАЖЕННЯ НА ЕНЕРГЕТИЧНИЙ СТАН ПОВЕРХНЕВОГО ШАРУ ДЕТАЛЕЙ ГТД

Розглянуто знос та енергетичний стан поверхневого шару зразків після тертя з тривимірним навантаженням. Аналізом розподілу величини роботи виходу електронів по поверхні, шорсткості та топографії поверхні, а також методом рентгеноструктурного аналізу визначено вплив умов контактної взаємодії на зносостійкість і стан поверхневого шару. Показано, що зміна характеру навантаження супроводжується зміною зносостійкості та мікрогеометрії поверхні, що визначається енергетичним станом поверхневого шару і може бути оцінена величиною роботи виходу електронів по поверхні. Це дозволяє визначити ділянки поверхні, які отримали різний ступінь пластичної деформації.

Більша частина деталей трибоз'єднань машин та механізмів таких, як, наприклад, антивібраційні полиці лопаток вентилятора газотурбінного двигуна, працює в умовах складного, часто тривимірного навантаження, від якого в значній мірі залежить закономірність розподілу різних матеріалів за зносостійкістю. Ця зносостійкість значно відрізняється від тієї, яка має місце при однонаправленому або двовимірному навантаженні. Під час експлуатації у поверхневому шарі металу відбуваються зміни, які призводять до втрати працездатності деталі.

Відомо, що під час тертя максимальні напруження виникають у мікрообґємах поверхневого шару. При цьому у кожному мікрообґємі проходить циклічна зміна напружень, що створює умови до прояву ефекту Баушингера. У поверхневих шарах матеріалу виникає деструкційне деформування — накопичення мікроскопічних пошкоджень. У зв'язку з дискретністю контакту це відбувається неодночасно і залежить від ступеню дискретності та умов тертя. Одночасність деформації та дифузії елементів середовища призводять до особливостей механізму пластичної деформації, який визначається активацією поверхневого шару і підвищенням дефектності структури металів [1].

Однак, особливості та специфічність механізму пластичної деформації під час тертя в умовах складного навантаження до цього часу не дозволили розробити фізичні основи та розкрити закономірності поверхневого руйнування. Для підвищення довговічності деталей трибоз'єднань, що працюють за умов тривимірного навантаження, потрібні додаткові дослідження, які дозволили б розкрити механізм процесу руйнування, зміни властивостей поверхневого шару та обґрунтувати вибір конструктивно-технологічних заходів. Необхідно визначити також ступінь впливу стану пластично-деформованого металу, його деструкції на ступінь придатності до експлуатації.

Згідно з дослідженнями [2], процеси тертя та зношування залежать в значній мірі від електронної будови металів. Умовою інтенсивного схоплювання, а отже, й інтенсивного зношування під час тертя є обмін електронами атомів металів пари тертя з утворенням стабільних у енергетичному відношенні електронних конфігурацій. Інтенсивність зносу мінімальна, якщо атоми металів пари тертя характеризуються великою часткою нелокалізованих (вільних) електронів. В цьому випадку мішність утворених під час тертя зв'язків невелика, вони легко руйнуються при взаємному переміщенні поверхонь. Таким чином, нелокалізовані електрони, які знаходяться у вільному стані, утворюють своєрідне електронне мастило і спостерігається безперечна кореляція між антифрикційними характеристиками та особливостями електронної будови металів. Більш того, величина лінійного зносу визначається інтенсивністю електронного обміну та міцністю фрикційних зв'язків, обумовлених енергетичною стабільністю утворених в результаті цього обміну електронних конфігурацій.

Одним з найбільш інформативних методів визначення зміни енергетичного стану поверхневого шару матеріалів, які взаємодіють під час тертя, є аналіз розподілу величини роботи виходу електронів (PBE) по поверхні. Цей параметр необхідний при розрахунках поверхневої енергії твердих тіл. На зміні PBE засновано один з напрямків вивчення складних за своєю природою фізико-хімічних процесів, які протікають у зоні контакту пар тертя [3].

Величина РВЕ — одна з фундаментальних характеристик речовини в конденсованому металевому стані, фізико-хімічних і механічних властивостей металів. Цю характеристику викорис-

© Л. Й. Івщенко, В. В. Циганов, С. В. Лоскутов, С. В. Сейдаметов, 2009

товують при вивченні явищ деформації і руйнування металевих тіл, а також явищ адсорбції та десорбції. Наявність відносно простих методів і засобів, які дозволяють проводити її визначення безконтактно і без будь-яких додаткових дій на вимірювану поверхню, робить її досить привабливою в плані дослідження поверхонь металів і сплавів, деформованих, в тому числі і тертям.

Формула, яка пов'язує величину роботи виходу електронів з поверхневою енергією металу має вигляд [4]:

$$\sigma \cong 1,15 \cdot 10^3 \left( z \frac{D}{A} \right)^{5/6} \varphi \,, \tag{1}$$

де  $\sigma$  — поверхнева енергія; *z* — кількість валентних електронів на атом; *D* — густина; *A* — атомна вага;  $\phi$  — робота виходу.

Отже, вимірюючи величину РВЕ по поверхні металу та за допомогою формули (1) можна кількісно оцінити зміну його поверхневої енергії.

Як метод вимірювання PBE в роботі використовувався метод динамічного конденсатора Кельвіна [5], в якому вимірювання проводиться за контактною різницею потенціалів, що виникають між вимірюваною поверхнею і поверхнею еталонного зразка. Вимірюваний і еталонний зразки формують плоский конденсатор і не контактують механічно між собою, але при цьому можливим є ефективний обмін електронами під дією різниці роботи виходу електронів використаних металів.

Вимірювання контактної різниці потенціалів в цій роботі виконувалися при атмосферному тиску. Частота коливань електроду-еталону із золота складала 500 Гц, діаметр 1,4 мм. Розподіл РВЕ визначали скануванням з кроком 0,2 мм по одній лінії в центрі робочої поверхні зразків з точністю до 1 меВ. Зразки перед вимірюваннями протиралися спиртом і витримувалися протягом однієї доби до встановлення термодинамічно рівноважного стану поверхні.

Методами рентгеноструктурного аналізу було досліджено макро- та мікроструктуру зразків зі сплаву титана ВТ8. Рентгеноструктурний аналіз зразків виконувався на дифрактометрі ДРОН-3М, який працює на лінії з ПК. Використовували монохроматичне випромінювання лінії  $CoK_{\beta}$ . Остаточні макронапруження розраховувались методом «2θ-sin<sup>2</sup>ψ». Для розрахунку розмірів областей когерентного розсіювання D та величини мікроскопічних деформацій є використовували метод гармонічного аналізу форми рентгенівських ліній [6]. Робочими відображеннями служили лінії (102) та (213). За отриманими експериментальними даними розраховувались коефіцієнти Фур'є для досліджуваних зразків та для еталона (зразок після вакуумного відпалу). Розрахунки виконувалися за спеціально розробленою програмою на комп'ютері.

Було проведено випробування на знос зразків зі сплавів ВТ20, ХТН-61, 60С2А, які вимірювались на стенді [7] при двовимірному (ударі з проковзуванням) та тривимірному навантаженні (проковзуванні у двох взаємо перпендикулярних площинах та ударі). Умови проведення випробувань: амплітуда поперечних прослизань 0s0,2 мм; амплітуда поздовжніх прослизань 0,1 мм; частота поперечних прослизань 30 Гц; частота поздовжніх прослизань 66 Гц; нормальне навантаження 20 Н, час досліджень 2s4 години.

Як показали досліди, для всіх трьох досліджуваних сплавів ВТ20, ХТН-61, 60С2А з підвищенням амплітуди поперечних проковзувань від 0 до 0,2 мм зростає об'ємна інтенсивність зношування та знижується шорсткість поверхні (рис.1 та табл. 1). Об'ємна інтенсивність зношування знаходилась як відношення об'єму зношеного матеріалу до шляху тертя. Оцінка шорсткості поверхні зразків після випробувань проводилась на профілометрі-профілографі «Калібр 201».

Більш детально топографію поверхні зразків визначали на безконтактному 3D профілографі «Мікрон-альфа» за методикою Національного авіаційного університету [8]. Як показують результати досліджень зразків, з підвищенням амплітуди поперечних проковзувань під час тертя від 0 до 0,2 мм, шорсткість поверхні знижується у поперечному напрямку від 1,3 до 10 разів; у поздовжньому напрямку – від 1,3 до 2 разів для всіх досліджених матеріалів (60С2А, ХТН-61, BT20). При цьому однорідність поверхонь підвищується. Наявність поперечних прослизань під час тривимірного навантаження призводить до утворення поверхні меншої шорсткості без явних поздовжніх рисок, що наглядно можна побачити на 3D моделях поверхонь (рис. 2 та 3).



Рис. 1. Залежність інтенсивності зношування від амплітуди поперечних прослизань

1 - сплав ВТ20; 2 - сплав ХТН-61; 3 - сталь 60С2А

В процесі деформації тертям відбувалася структурна еволюція поверхні металів, що відображується в зменшенні величини та розкиду РВЕ по поверхні (рис. 4 та 5). Аналогічні результати були отримані для зразків зі сталі марки 60С2А та сплаву титана ВТ20.

T 2 1	D	~	•		•	•
Таолиня I –	- Результати	випробувань	при двовимірн	юму та триви	4M1DHOMV	навантаженні
	)	r ,				

Матеріал зразка	$A_{non}$ ,мм	<i>V</i> , мм <sup>3</sup>	<i>Rz</i> , мкм	<i>R</i> max, мкм	<i>L</i> , м	$I_{v} \cdot 10^{-3}$ , mm <sup>3</sup> /m
	0,06	0,585	6,0	14,0	1776	0,33
BT20	0,17	1,074	4,5	12,0	2496	0,43
	0,20	0,949	6,0	10,5	1920	0,49
	0	0,041	6,5	11,0	960	0,04
VTIL (1	0,01	0,099	10,0	26,0	1164	0,09
X1H-01	0,05	0,139	8,5	16,0	1368	0,10
	0,10	0,112	8,0	11,0	1056	0,11
	0	0,052	3,0	9,7	1920	0,03
60C2A	0,03	0,090	5,0	9,5	2496	0,04
	0,06	0,033	3,0	4,0	1104	0,05
	0,08	0,071	1,0	1,5	1920	0,05

Примітка: Rmax, Rz – параметри шорсткості; V – об'ємний знос; L – шлях тертя;  $I_v$  – об'ємна інтенсивність зношування.





**Рис. 2.** 3D модель поверхні зразка зі сталі XTH-61 після зносу з двовимірним навантаженням (*A<sub>non</sub>* = 0 мм)

**Рис. 3.** 3D модель поверхні зразка зі сталі XTH-61 після зносу з тривимірним навантаженням (*A<sub>non</sub>* = 0,05 мм)



Рис. 4. Розподіл РВЕ вздовж поверхні зразків зі сплаву XTH-61 після зносу з різною амплітудою поперечних прослизань





Рис. 5. Розподіл дисперсії РВЕ вздовж поверхні зразків зі сплаву XTH-61 після зносу з різною амплітудою поперечних прослизань

 $1 - A_{non} = 0$  мм;  $2 - A_{non} = 0,05$  мм;  $3 - A_{non} = 0,1$  мм

Як видно з рис. 4, стан поверхневого шару зразків до тертя приблизно однаковий і визначається РВЕ близько 4,10 еВ. В результаті тертя з різною амплітудою поперечних прослизань стан поверхневого шару зразків змінювався. Тертя з двовимірним навантаженням ( $A_{non} = 0$ ) призводить до отримання поверхневого шару з підвищеним та великим розкидом РВЕ від 3,90 до 4,40 еВ. Це пов'язано з тим, що виникає новий структурний стан поверхні, близький до аморфного, тому РВЕ збільшується.

Підвищення амплітуди поперечних прослизань призводить до зменшення величини та розкиду РВЕ. При випробуваннях на тертя з  $A_{non} =$ 0,05 мм РВЕ монотонно зменшується з 4,10 до 4,00 еВ, розкид в значеннях РВЕ при цьому складає інтервал 3,90...4,10 еВ. Поверхневий шар зразків після тертя з тривимірним навантаженням з  $A_{non} = 0,1$  мм забезпечує РВЕ від 3,95 еВ до 4,05 еВ (см. рис. 5). Збільшення амплітуди поперечних прослизань призводить до зменшення дисперсії РВЕ. Зменшення розкиду в значеннях РВЕ вказує на підвищення при цьому однорідності структури поверхневого шару.

Зниження РВЕ при збільшенні амплітуди поперечних прослизань можливе тому, що під час випробувань на тертя під впливом зовнішніх змінних напружень відбувається зародження дислокацій, які рухаються в пересічних системах ковзання. Частина з них виходить на поверхню металу. В результаті виходу дислокацій на поверхню утворюються дислокаційні сходинки. Відомо, що ці сходинки несуть електричний заряд і, отже, утворюють електричні диполі [9]. Внесок диполів дислокацій призводить до зменшення РВЕ, що знижує зносостійкість досліджуваних поверхонь.

Рентгеноструктурні дослідження зразків зі сплаву титана ВТ8 показали, що зі збільшенням амплітуди поперечних прослизань зменшується величина остаточних стискуючих макроскопічних напружень та мікроскопічних деформацій (табл. 2). Розміри областей когерентних розсіювань для дослідів з  $A_{non} = 0$  та 0,06 мм майже однакові, D = 291 та 293 мм, відповідно. Однак подальше підвищення амплітуди поперечних прослизань до 0,2 мм призводить до зменшення розмірів областей когерентних розсіювань до 230 нм.

Можна припустити, що стан реальної поверхні металів зв'язаний з формуванням у поверхневому шарі кристалітів з різними міцнісними та деформаційними властивостями, внаслідок різної щільності дислокацій. Це супроводжується наявністю на поверхні певних електричних дипольних моментів і локальних електричних зарядів, що визначають величину електростатичного бар'єра в роботі виходу електронів. Унаслідок неоднорідної будівлі металевої поверхні виникає **Таблиця 2** — Дані розрахунку параметрів макро- та мікроструктури зразків зі сплаву титана ВТ8 після іспитів на тертя при різних амплітудах поперечних прослизань

$A_{non}$ , MM	σ, МПа	<i>D</i> , нм	ε, 10 <sup>-5</sup>
0	-532	291	-1,44
0,06	-467	293	-1,93
0,2	-446	230	-2,30

Примітка: σ – остаточні стискуючи макронапруження; D – розмір областей когерентного розсіювання; ε – остаточні мікроскопічні деформації.

відповідний рельєф електростатичного бар'єра, обумовлений розходженням РВЕ для різних ділянок поверхні. Таким чином, для даної поверхні металу характерний енергетичний рельєф, обумовлений через розподіл РВЕ по поверхні.

Підвищення однорідності мікрогеометрії поверхні та неминуче підвищення при цьому площини контакту зразків під час тертя з тривимірним навантаженням, а також стан структурної однорідності поверхневого шару за розміром кристалітів та їх міцнісними та деформаційними властивостями є найбільш імовірною причиною розбіжностей отриманих результатів дослідів та наведених вище у роботі [2] висновків. Визначення чіткої залежності між величиною РВЕ та зносостійкістю металів потребує додаткових досліджень з урахуванням умов навантаження під час тертя та зміни при цьому однорідності поверхневого шару. В цьому випадку величина РВЕ зможе виступати мірою структурної однорідності поверхневого шару.

Залежність величини РВЕ від шорсткості поверхні також нелінійна [10] і визначається розміром зерен, умовами впливу на поверхню та механічними властивостями поверхневого шару. Але під час тертя з тривимірним навантаженням в умовах проведення випробувань підвищення амплітуди поперечних проковзувань призводить до зниження шорсткості та підвищення однорідності мікрогеометрії поверхонь. При цьому знижується величина та розкид РВЕ по поверхні. Можна припустити, що зменшення РВЕ відбувається в результаті дезорієнтації та роздрібнення блоків і зерен металу (що підтверджують результати рентгенодифрактометричних досліджень), інтенсивним утворенням дефектів і нових поверхонь. Однак при великій шільності дислокацій підсилюється їхня взаємодія, відбувається їхнє закріплення, що у свою чергу утруднює вихід на поверхню металу нових дислокацій і супутніх дефектів. Кількість активних центрів на поверхні з малою РВЕ перестає наростати, досягнувши насичення, і величина РВЕ стабілізується.

Таким чином, деформаційні процеси на поверхні тертя в залежності від умов навантаження призводять до зміни поверхневого шару та мікрогеометрії поверхні. Ці зміни можливо зареєструвати за допомогою визначення величини РВЕ. Порівнюючи вихідний енергетичний рельєф (до досліджень на деформування) з рельєфом після деформування, можна визначити ділянки поверхні, які отримали різний ступінь пластичної деформації. Встановлено, що наявність поперечних прослизань під час тертя з тривимірним навантаженням спричиняє утворення однорідного поверхневого шару з більш рівномірною мікрогеометрією поверхонь, що супроводжується зниженням величини та розкиду РВЕ по поверхні. Рентгенодифрактометричні дослідження підтверджують припущення, що зменшення РВЕ відбувається в результаті дезорієнтації та роздрібнення блоків і зерен металу.

Враховуючи отримані залежності, визначення енергетичного стану поверхонь деталей трибоз'єднань дозволить прогнозувати їх довговічність та дасть можливість управляти зношувальною здатністю матеріалів технологічними методами, скоротити термін приробітку деталей в умовах фрикційно-контактної взаємодії і тим самим підвищити ефективність експлуатації машин та механізмів.

#### Перелік посилань

- Рыбакова Л. М. Структура и износостойкость металла / Л. М. Рыбакова, Л. И. Куксенова. – М. : Машиностроение, 1982. – 212 с.
- Самсонов Г. В. Антифрикционные характеристики и электронное строение металлов / Г. В. Самсонов, А. А. Запорожец // Проблемы

трения и изнашивания. — К. : Техника, 1971. — № 1. — 48 с.

- Марков А. А. Измерение работы выхода электрона при трении / А. А. Марков В кн. : Электрические явления при трении, резании и смазке твердых тел. – М. : Наука, 1973. – 28 с.
- Задумкин, С.Н. Работа выхода и поверхностная энергия металлов / С. Н. Задумкин, В. Г. Егиев // Физика металлов и металловедение. – 1966. – Т. 1, № 2. – С. 121–122.
- Вудраф Д. Современные методы исследования поверхности : [пер. с англ.] / Д. Вудраф, Т. Делчар. – М. : Мир, 1989. – 564 с.
- Горелик С.С. Рентгенографический и электронно-оптический анализ / С. С. Горелик, Л. Н. Расторгуев, Ю. А. Скаков. М. : Металлургия, 1970. 156 с.
- Циганов В.В. Зв'язок структурного стану поверхневого шару та зносостійкості деталей трибоз'єднань при тривимірному навантаженні / В. В. Циганов, Л. Й. Івщенко // Вісник двигунобудування. – 2008. – № 2. – С. 57–62.
- Игнатович С.Р. Контроль качества поверхности с использованием интерференционного профилометра / С. Р. Игнатович, И. М. Закиев // Винахідник и раціоналізатор. – 2007. – № 6. – С. 8–11.
- Алехин В. П. Физика прочности и пластичности поверхностных слоев материалов / В. П. Алехин. – М.: Наука, 1983. – 280 с.
- Лоскутов С. В. Влияние механических обработок металлической поверхности на формирование энергетического рельефа / С. В. Лоскутов // Вісник двигунобудування. — 2006. — № 2. — С. 109—112.

Поступила в редакцию 28.01.2009

Рассмотрен износ и энергетическое состояние поверхностного слоя образцов после трения с трехмерным нагружением. Анализом распределения величины работы выхода электронов по поверхности, шероховатости и топографии поверхности, а также методом рентгеноструктурного анализа определено влияние условий контактного взаимодействия на износостойкость и состояние поверхностного слоя. Показано, что изменение характера нагружения сопровождается изменением износостойкости и микрогеометрии поверхности, что определяется энергетическим состоянием поверхностного слоя и может быть оценено величиной работы выхода электронов по поверхности. Это позволяет определить участки поверхности, которые получили разную степень пластической деформации.

The article is dedicated to wear-out and energy state of a sample surface layer after friction with three-dimensional loading are addressed. The influence of contact interaction conditions on wear-resistance and the surface layer condition are determined by the analysis of electron work function distribution over the surface, the surface roughness and topography analysis, and X-ray structure analysis as well. The article shows the loading character modification accompanied with the modification of surface wear-resistance and micro geometry, which is determined with energy state of a surface layer and can be estimated with the value of electron work function on the surface. It makes it possible to determine the surface parts that received plastic deformation of a different degree.

## УДК 621. 438: 62-762

### Г. И. Пейчев, Э. В. Кондратюк, С. Д. Зиличихис, М. А. Гребенников, С. И. Хижняк, Л. Л. Каминская

# СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ ЩЕТОЧНОГО И ЛАБИРИНТНОГО УПЛОТНЕНИЙ ГТД

В данной статье рассматриваются щеточные уплотнения (ЩУ) как альтернатива лабиринтным (ЛУ) ГТД. Проведен обзор отечественной и зарубежной литературы, и выполнен сравнительный анализ щеточного уплотнения с лабиринтным. Представлены графики и фотографии, благодаря которым можно оценить преимущество ЩУ перед ЛУ. Описаны конструкторско-технологические параметры ЩУ, влияющие на расходную характеристику уплотнения.

### Постановка проблемы и ее связь с практическими задачами

На сегодняшний день в авиационной промышленности актуальным вопросом является повышение экономичности современных авиационных ГТД за счет повышения коэффициента полезного действия отдельных узлов. Одним из путей, позволяющих повысить КПД двигателя, является сведение к минимуму паразитных утечек воздуха в компрессоре и турбине, для чего применяют различные типы уплотнений в системе охлаждения и суфлирования.

В условиях высоких окружных скоростей и больших перепадов давления обычно используют лабиринтные уплотнения. Эффективность ЛУ зависит от величины радиального зазора, числа гребешков и их конфигурации. Однако минимальная величина радиального зазора определяется технологией изготовления, радиальным перемещением ротора, а также зависит от прогрева статорных и роторных узлов.

Действие ЛУ основано на торможении (завихрении) газа в узкой кольцевой щели с последующим расширением в смежной кольцевой щели, где давление преобразуется в скоростной напор; на выходе газа из щели давление восстанавливается, но только частично. Необратимые потери при завихрении-расширении приводят к потерям полного давления. Чем больше эти потери (т.е. чем меньше сечение щели и острее образующие ее кромки), тем меньше доля давления восстанавливается в камере и, следовательно, тем эффективнее работает уплотнение [1].

Можно упомянуть и о применении сотовых статорных лабиринтных колец для уменьшения радиального зазора. Благодаря тому, что сотовые статорные кольца имеют тонкие стенки сот, поверхность контакта с ротором примерно в 10 раз меньше, чем при обычном ЛУ. Это позволяет допускать сборку узла уплотнения с минимальными зазорами, при работе двигателя происходит приработка уплотнения за счет износа сотовых колец [2]. Однако изготовление сот, впайка их в соответствующие кольца детали и окончательная обработка в узле по размерам чертежа является сложным процессом, который включает в себя много ручных работ и ряд операций, выполняемых с использованием средств малой механизации или универсального оборудования [3].

Кроме лабиринтных, применяют контактные уплотнения, работающие при малых окружных скоростях и небольших перепадах давления. Обычно они изготавливаются на основе графита, что требует большой трудоемкости и точной сборки. Контактные уплотнения выходят из строя при повышенных вибрациях или осевом перемещении ротора.

Принимая во внимание преимущества и недостатки этих типов уплотнений, на современных авиационных ГТД стали применять шеточные уплотнения, имеющие высокую эффективность (рис. 1).

#### Цель работы

Целью настоящей работы является выполнение сравнительного анализа ЩУ с ЛУ по расходным характеристикам. На сегодняшний день



Рис. 1. Замена ЛУ на ЩУ в узле турбины ГТД

© Г. И. Пейчев, Э. В. Кондратюк, С. Д. Зиличихис, М. А. Гребенников, С. И. Хижняк, Л. Л. Каминская, 2009

на предприятии ГП «Ивченко-Прогресс» уже существует технологический процесс и изготовлены опытные образцы щеточных уплотнений (ЩУ) в различном конструкторско-технологическом исполнении. И с целью определения некоторых конструкторско-технологических параметров, которые влияют на величину потерь через уплотнение, выполнен обзор зарубежной литературы. Наш начальный опыт и многолетний опыт иностранных фирм дает возможность увидеть дополнительный ряд проблем при изготовлении и исследовании ЩУ, и спрогнозировать поведение ЩУ в работе. В результате чего предложены методы достижения необходимых параметров ЩУ, что в дальнейшем даст возможность выбрать рациональную конструкцию и стабилизировать технологический процесс изготовления ЩУ (рис. 2).





Рис. 2. Фотографии щеточного уплотнения ГТД

#### Содержание и результаты исследований

Идея использования щеток, как подвижного уплотнительного элемента, возникла еще в начале прошлого столетия [4].

Для газотурбинных двигателей ЩУ представляет собой круглое кольцо, где пучок гибких волокон обжат или сварен между двумя рабочими кольцами под углом 45°. Так как ЩУ свойственна гибкость и податливость, они способны значительно уменьшать утечки за счет своей приспосабливаемости к конструкции и изменениям положения ротора в турбомеханизмах. И уже в начале 80-х ведущие зарубежные фирмы успешно применяли ЩУ в авиадвигателях [5].

Основной характеристикой оценки эффективности уплотнения является расходная характеристика. Выполнив обзор зарубежной литературы [6, 7, 8] можно сделать вывод, что в целом, при одинаковых зазорах, перепадах давления и др. условиях эксплуатации, расход воздуха через ЩУ в 2...5 раз ниже, чем у лабиринта (см. рис. 3, 4, 5).



Рис. 3. График зависимости расхода от перепада давления через ЩУ при различных зазорах в сравнении с типичным ЛУ [6, 7]



Рис. 4. График зависимости расхода от времени эксплуатации ЩУ в сравнении с ЛУ [8]

На рис. 5 представлены кривые изменения расхода воздуха через щеточные уплотнения, выполненные на предприятии, в зависимости от перепада давлений на входе в уплотнение и на его выходе, а также рассчитан расход прямоточного, гладкого, четырехгребешкового лабиринтного уплотнения. Исследования проводились с учетом одинаковых условий работы (давления на входе



Рис. 5. Статическая дроссельная характеристика ЩУ, выполненных на ГП «Ивченко-Прогресс», в сравнении с характеристикой ЩУ зарубежной фирмы-производителя и четырехгребешковым ЛУ

и на выходе, температуры подаваемого воздуха, радиального зазора). С целью сравнения расходных характеристик ЩУ № 1 и № 2 приведена кривая расхода ЩУ зарубежной фирмы (из литературных источников). По результатам, приведенным на графике, можно оценить эффективность ЩУ.

За счет увеличения количества гребешков ЛУ можно достичь одинаковых значений расхода воздуха через ЛУ и ЩУ. Однако такое уплотнение будет значительно габаритнее, тяжелее, сложнее в изготовлении и технологии ремонта, следовательно, экономически невыгодно.

Таким образом, преимущества ЩУ по сравнению с ЛУ заключаются в следующем:

– эффективность в 2.....5 раз выше;

 приспосабливаемость уплотнения к смещениям вала во время начала и конца работы двигателя и других кратковременных условий;

 компактность конструкции, и соответственно, значительно меньше осевой размер в узле;

 – расход не зависит от уровня вибраций в двигателе;

 способность поддерживать относительно маленькие зазоры между уплотнительным пакетом и сопрягаемым с ним ротором за счет угла наклона волокон;

– конкурентоспособность в цене.

В свою очередь, на эффективность ЩУ влияет ряд геометрических параметров и материал уплотнительного пакета. Для выбора рациональной конструкции необходимо оценить влияние на расходную характеристику и экспериментально исследовать данный ряд параметров:

- диаметр проволоки;

 плотность пакета волокон (уплотнительного элемента);

– жесткость уплотнительного элемента (УЭ);

– длину волокна УЭ;

 выступающую высоту УЭ за опорную пластину;

- влияние зазора в защитной пластине;

влияние геометрии опорной пластины;

- форму заделки УЭ в корпус;

метод и режимы сварки для крепления УЭ с корпусом;

 технология гибки для получения кольцеобразного УЭ из прямого элемента, которая в свою очередь влияет на плотность пакета ЩУ по всей его длине.

Особое внимание должно быть направлено на длительную эксплуатацию и долговечность ЩУ при работе в ГТД. Однако существует проблема радиального износа волокон и ротора, а особенно, износа в условиях переменных режимов. Износу проволоки способствует разница осевого давления через щетку [8]. Из рисунков 4 и 6 сделан вывод, что щеточные уплотнения будут приспосабливаться к рабочим условиям за их жизненный цикл. Согласно зарубежной литературе [8, 9] внутренний диаметр УЭ в процессе работы на двигателе притирается, и со временем устанавливается стабильный зазор между ротором и сопрягаемым с ним ЩУ. График явно показывает, что после эксплуатации продолжительностью 50 часов первоначальная норма износа резко растет и кривая выравнивается только после 250 часов работы, что дает постоянную характеристику уплотнения. Износ ЩУ затем может увеличиваться только по причине высоких перегрузок и резких маневров в полете.



Рис. 6. Кривая износа волокон ЩУ от времени работы в двигателе [8, 9]

На зарубежной фирме Siemens PG несколькими осмотрами доказали, что щеточное уплотнение может приспосабливаться к рабочим условиям, и в результате контакта проволочек с ротором может поддерживать маленький эффективный зазор, и таким образом ЩУ способно обеспечивать непрерывно низкую утечку и улучшать производительность [8].

После 7 лет работы, уплотнительный пакет все еще сохраняет работоспособность (рис. 7).





Рис. 7. Щеточное уплотнение после 7 лет работы в большой паровой турбине (вид со стороны низкого давления (выхода)) [8]

#### Перспективы дальнейших исследований

Последующие экспериментальные исследования должны быть направлены на изучение всех конструкторско-технологических параметров, влияющих на расходную характеристику ЩУ и, следовательно, на выбор рациональной конструкции и технологии изготовления.

С целью компенсации первоначального износа волокон на предприятии запроектировано и изготавливается специальное приспособление для доводки внутреннего диаметра ЩУ по определяющим расходным характеристикам. Данное приспособление даст возможность:

1 прирабатывать внутренний диаметр УЭ ЩУ при рабочем давлении и оборотах вала по определяющим расходным характеристикам;

2 задавать радиальные и осевые смещения, имитирующие врезания ротора при эволюциях самолета и температурное расширение вала при работе двигателя;

3 испытывать ЩУ диаметром до 450 мм за счет переналадки приспособления;

4 зафиксировать и исследовать поведение волокон УЭ при подаче воздуха под давлением;

5 исследования ЩУ в статическом и динамическом положениях.

### Выводы

Выполнен обзор отечественной и зарубежной литературы, вследствие чего установлена актуальность темы по изготовлению щеточных уплотнений в настоящие время. С внедрением ЩУ в производство и постановкой их на изделие можно повысить КПД двигателя до 1,5% за счет повышения уплотняющих свойств, при снижении металлоемкости и веса конструкции.

### Перечень ссылок

- Основы конструирования : справочно-методическое пособие: в 2-х кн. Кн. 1. / [Под ред. П. Н. Учаева]. – Изд. 3-е, испр. – М. : Машиностроение, 1988. – 560 с.
- Скубачевский Г. С. Авиационные газотурбинные двигатели. Конструкция и расчет деталей / Г. С. Скубачевский. – Изд. 5-е, перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1981. – 550 с.
- Современные технологии в производстве газотурбинных двигателей / [Братухин А. Г., Г. К. Язов, Б. Е. Карасев]; под ред. А. Г. Братухина. – М.: Машиностроение, 1997. – 416 с.

- Mehmet Demiroglu. An investigation of tip force characteristics of brush seals / Mehmet Demiroglu, Mustafa Gursoy, John A. Tichy // ASME Paper No. GT2007-28042. – Proceedings of Rower for Land, Sea and Air, Montreal, Canada, May 14-17, 2007. – P. 1–12.
- J. Ferguson. Brushes as High Performance Gas Turbine Seals / J. Ferguson // ASME Paper No.88-GT-182, 1988.
- 3. Raymond E. Chupp. Sealing in Turbomachinery / Raymond E. Chupp, Robert C. Hendicks // NASA Technical Memorandum-2006-214341.
- Fundamental design issues of brush seals for industrial application. Saim Dinc, Mehmet Demiroglu, Norman Turnquist [et al.] // ASME Paper No. 2001-GT-0400. – New Orleans, Louisiana, USA, June 4-7, 2001. – P.1–10.
- Design features and performance details of brush seals for turbine applications / [Matthias Neef, Eric Sulda, Norbert Surken, Jan Walkenhorst] // ASME Paper No. GT2006-90404. – Proceedings of Rower for Land, Sea and Air, Barcelona, Spain, May 8-11, 2006. – P. 1–8.
- Alfons Gail. The MTU Brush Seal Design / Alfons Gail, Stefan Beichl // MTU Aero Engines. – Germany, Munich. – P. 1–11.

Поступила в редакцию 06.10.2008

У поданій статті розглядаються щіткові ущільнення (ЩУ) як альтернатива лабіринтним (ЛУ) ГТД. Проведено огляд вітчизняної та закордонної літератури та виконано порівняльний аналіз щіткового ущільнення з лабіринтним. Представлено графіки та фотографії, завдяки яким можна оцінити перевагу ЩУ перед ЛУ. Описано конструкторськотехнологічні параметри ЩУ, які впливають на витратну характеристику ущільнення.

The paper is dedicated to brush seals (BS) as an alternative to labyrinth seals (LSs). The domestic and foreign literature review as well as a comparative analysis between a brush seal and a labyrinth seal are carried out. Graphs and photos to estimate advantages of BSs compared to LSs are also provided. Furthermore, BS design and technological parameters that may affect the seal meteinng characteristic are specified.

УДК 621.438:621.923.4

# В. А. Богуслаев, А. Я. Качан, В. Ф. Мозговой

# ФИНИШНЫЕ ТЕХНОЛОГИИ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ ГТД

В работе представлены технологические особенности финишных технологий основных деталей ГГД, применяемых на ОАО «Мотор Сич».

Конкурентная способность, экономичность и безопасность полетов летательных аппаратов в значительной степени определяются ресурсом и надежностью авиационных двигателей, которые применяются на них в качестве основных силовых установок.

Ресурс и надежность авиационных двигателей определяются выносливостью рабочих лопаток компрессора и турбины, дисков роторных валов и другими ответственными и высоконагруженными деталями, которые в процессе эксплуатации испытывают значительные знакопеременные и циклические нагрузки с большими частотами.

Одним из важных направлений повышения эксплуатационных характеристик указанных деталей на этапе их производства является разработка и внедрение прогрессивных финишных технологий, которые обеспечивают значительный вклад в качество изготовления изделия, а следовательно, и в повышение его ресурса и надежности [1, 2].

Цель работы — обобщить имеющийся на ОАО «Мотор Сич» опыт разработки и внедрения финишных технологий и оборудования для изготовления деталей ГТД.

### Результаты работ и исследований

На ОАО «Мотор Сич» широкое распространение получили следующие финишные технологии обработки деталей ГТД: электроалмазное шлифование рабочих лопаток вентилятора, ленточное шлифование, глубинное шлифование хвостовиков и бандажных полок турбины, турбоабразивная обработка дисков, сварных барабанов и валов роторов компрессоров, а также ультразвуковое упрочнение.

#### Электроалмазное шлифование рабочих лопаток вентилятора

Разработано две технологические схемы электроалмазного шлифования пера крупногабаритной лопатки из титанового сплава BT3-1, которое выполняется после технологической операции фрезерования.

Шлифование производится профильными алмазными кругами (рис. 1) 1А 1300×127×20×5 АС 15...АС20400/315 М1-01 с односторонней (продольная строка) и двухсторонней обработкой (поперечная строка) (рис. 2).

© В. А. Богуслаев, А. Я. Качан, В. Ф. Мозговой, 2009



**Рис. 1.** Рабочий профиль алмазного круга 1- металлический диск; 2 – режущая поверхность





- 1 лопатка; 2, 3 алмазный круг;
- 4, 5 сопло подведения СОЖ

Двухстороннее электроалмазное шлифование пера вентиляторных лопаток в сравнении с односторонней обработкой повышает производительность в 2 раза и точность из-за компенсации усилий резания от двух алмазных кругов.

Создано специальное оборудование: модели ЗАШП-500 и ЗАШП-1000.

#### Ленточное шлифование аэродинамических поверхностей пера лопаток

Разработано две технологические схемы формообразования входных и выходных кромок пера абразивной лентой: свободной ветвью и на контактном ролике (рис. 3).

В процессе формообразования входных и выходных кромок пера лопатки абразивной лентой величина съема составляет 0,05.....0,4 мм, погрешность формы — 0,03.....0,15 мм, а шероховатость поверхности кромки — Ra = 0,4 мкм. Производительность увеличивается в 5.....20 раз по сравнению с ручной обработкой.

Созданы специальные станки моделей ЗЛШК-1000 и ЗЛШК-1000А.

Формообразование корневых участков отдельных лопаток абразивными лентами осуществляется одновременно со стороны спинки и корыта (рис. 4).

Точность обработки -0,05.....0,1 мм.

Производительность по сравнению с ручной обработкой повышается в 5......20 раз.



Рис. 3. Схема формообразования входных и выходных кромок пера лопатки абразивной лентой, огибающей контактный ролик

1 — перо лопатки; 2 — контактный ролик; 3 — абразивная лента; 4......9 — элементы схемы





**Рис. 4.** Схема формообразования корневых участков отдельных лопаток одновременно со стороны спинки и корыта 1, 2 – абразивная лента; 3, 4 – копирные элементы; 5 – перо лопатки
### Глубинное шлифование хвостовиков и бандажных полок лопаток турбины

Сущность технологии глубинного шлифования состоит в удалении за один, два прохода полного припуска на обработку, величина которого может находиться в диапазоне от десятых долей до нескольких десятков миллиметров.

Наиболее широкое распространение глубинное шлифование получило при обработке отдельных, пересекающихся под различными углами, плоских и сложнопрофильных поверхностей (табл. 1).

Технология глубинного шлифования позволяет:

 повысить концентрацию технологических операций и за счет этого исключить негативное влияние технологической наследственности;

 повысить точность взаимного расположения разных участков сложнопрофильных поверхностей, их формы и геометрических параметров;  повысить стабильность параметров качества поверхностного слоя;

 сократить трудоемкость изготовления лопаток в 2...2,5 раза;

 обеспечить полную автоматизацию цикла обработки.

Режимы глубинного шлифования «елочного» профиля хвостовика лопатки турбины из сплава ЖС6У-ВИ представлены в табл. 2.

Точность обработки – 8.....10 квалитет.

Шероховатость поверхностей хвостовика после глубинного шлифования не превышает Ra = 0, 8, ..., 1, 2 мм.

В поверхностном слое «елочного» профиля хвостовика образуются остаточное напряжения сжатия в пределах от 75 до 125 МПа с глубиной распространения до 40......80 мкм.

Максимальная величина степени наклепа — 5.....12%.

Глубина наклепанного слоя -0,03.....0,04 мм.

Класс	Вид обрабатываемой поверхности	Схема обработки			
1	Плоскость				
2	Пересекающиеся плоские поверхности				
3	Сложнопрофильные поверхности				

**Таблица 1** — Классификация схем обработки хвостовиков и бандажных полок лопаток турбины методом глубинного шлифования

Таблица 2 — Режимы глубинного шлифования «елочного» профиля хвостовика лопаток турбины из сплава ЖСбУ-ВИ

Число проходов	Скорость круга V <sub>кр</sub> , м/с	Скорость детали V <sub>д</sub> , м/мин	Глубина резания <i>t</i> , мм	Продольная подача <i>S<sub>пр</sub>, мм/об.кр</i>	Скорость правя- щего ролика V <sub>д</sub> , м/с	Направление шлифования
1 проход	25	6075	3,5	0,5	18	попутное
2 проход	25	110130	0,45	0,3	18	попутное
3 проход	27	150	0,05	-	-	попутное

Микроструктура стабильна и представляет собой твердый раствор с карбидным интерметаллидным упрочнением.

Глубинное шлифование поверхностей хвостовиков лопаток турбины по сравнению с формообразованием этих поверхностей резанием повышает предел выносливости на 4,0......7,0%.

При необходимости дополнительной стабилизации и повышения предела выносливости хвостовиков лопаток турбин после глубинного шлифования выполняют стабилизирующую термообработку с последующим поверхностным упрочнением.

### Технологическая наследственность напряженного состояния и микроструктуры в поверхностном слое в зависимости от вида обработки

Исследовалась технологическая наследственность после выполнения технологических операций обработки пера вентиляторной лопатки из титанового сплава BT3-1 в следующей последовательности: фрезерование + электроалмазное шлифование + ленточное шлифование + глянцевание сизалевыми щетками с абразивными пастами. Режимы обработки спинки и корыта пера лопатки соответствовали установленным для указанных технологических операций в серийном производстве.

Величина снимаемого припуска при электроалмазном шлифовании составила  $\delta_1 = 0, 4, \dots, 0, 5$  мм. Поэтому технологическая наследственность предыдущей операции фрезерования не оказывала влияния на распределение остаточных напряжений в поверхностном слое. Распределение остаточных напряжений в поверхностном слое в этом случае определяется электроалмазным шлифованием.

После электроалмазного шлифования на обработанной поверхности пера образуются растягивающие остаточные напряжения 20.....40 МПа с глубиной распространения до 5.....10 мкм, а в более глубоких слоях, расположенных от поверхности от 10 до 100 мкм, — остаточные напряжения сжатия. Послойный максимум остаточных напряжений сжатия составляет 260......320 МПа и расположен на глубине 20 мкм (рис. 5, *a*).

После операции электроалмазного шлифования выполнялось ленточное шлифование, съем припуска на котором составлял  $\delta = 0,1$  мм. Поэтому после этой технологической операции проявляется технологическая наследственность предшествующего электроалмазного шлифования.

На поверхности корыта образуются остаточные напряжения растяжения, а на спинке — сжатия, что определяется технологической наследственностью (рис. 5,  $\delta$ ). В более глубоких слоях материала, расположенных на расстоянии от 2 до 50 мкм, образуются остаточные напряжения сжатия. Максимальные значения остаточных напряжений сжатия составляют 240......320 МПа и располагаются на глубине 5......10 мкм. Максимальное значение остаточных напряжений сжатия приблизилось к поверхности на 10 мкм.



Рис. 5. Распределение остаточных напряжений в поверхностном слое пера лопатки в зависимости от вида обработки

 а – после электроалмазного шлифования; б – после ленточного шлифования; в – после глянцевания сизалевыми щетками При глянцевании сизалевыми щетками поверхностей спинки и корыта снимался припуск δ<sub>3</sub> в диапазоне от 10 до 30 мкм. После глянцевания в поверхностном слое наблюдаются остаточные напряжения сжатия с максимальным значением 300......320 МПа на поверхности и глубиной распространения до 80......100 мкм (рис. 5, *в*).

Технологическая наследственность предшествующих операций начинает проявляться, когда величина припуска, что удаляется на последующей операции, находится в области ее влияния.

Негативное влияние технологической наследственности возможно исключить путем увеличения величины припуска, что удаляется на последующей операции, на величину, необходимую для выхода из области этого влияния.

При этом на последующей технологической операции следует применять финишную обработку, которая в поверхностном слое образует сжимающие остаточные напряжения.

Следует также отметить, что на последней технологической операции финишной обработки, когда удаляемая величина припуска находится в диапазоне 10......30 мкм, наиболее значительно проявляется технологическая наследственность предшествующих операций. Неравномерность снятия припуска в указанном диапазоне приводит к значительной нестабильности величины остаточных напряжений в поверхностных слоях, что приводит к высокому уровню вариации выносливости при испытании лопаток на усталость.

### Микроструктура поверхностного слоя аэродинамических поверхностей лопатки в зависимости от вида обработки

После фрезерования спинки и корыта пера рабочей вентиляторной лопатки из титанового сплава ВТ3-1 в поверхностном слое наблюдается текстура, что свидетельствует о высоком уровне остаточной деформации, распространяющейся на глубину до 30.....40 мкм. При этом текстура в приповерхностном слое имеет четко выраженную направленность в направлении максимальной деформации под влиянием воздействия инструмента (рис. 6, *a*).

После электроалмазного шлифования в поверхностном слое спинки и корыта также наблюдается текстура, что свидетельствует о высоком уровне остаточной деформации, распространяющейся на глубину до 10......20 мкм (рис. 6, *б*).

Установлено, что при электроалмазном шлифовании пера лопатки на более производительных режимах могут возникать шлифовочные прижоги.

Ленточное шлифование пера лопатки, выполняемое после электроалмазного шлифования, создает микроструктуру в поверхностном слое без следов пластической деформации и шлифовочных прижогов (рис. 6, *в*).

Глянцевание поверхностей пера лопатки сизалевыми щетками с абразивными пастами улучшает их микрогеометрию и микроструктуру верхних граничных слоев поверхностного слоя.









Рис. 6. Микроструктура поверхностного слоя аэродинамических поверхностей лопаток в зависимости от вида обработки

а – после фрезерования пера; б – после электроалмазного шлифования пера; в – после ленточного шлифования корневых участков

### Турбоабразивная полировально-упрочняющая обработка дисков компрессора в псевдоожиженном абразиве

Обработка дисков компрессоров диаметром от 200 до 820 мм авиационных газотурбинных двигателей выполняется, в зависимости от их типоразмеров, на специальных турбоабразивных установках моделей АПС-350Б, АПС-600А, АПС-1000 и АПСБ-1000. Диск устанавливают на шпиндель установки с погружением в слой абразивного зерна на глубину 0,8.....1,0 радиуса диска.

Обработку производят абразивным зерном электрокорунда нормального зернистого № 63.

Скорость вращения дисков составляет 15.....23 м/с. При этом в процессе обработки производят реверсирование вращения шпинделя детали.

Машинное время обработки для дисков из титановых сплавов (ВТЗ-1, ВТ8, ВТ9) составляет 2.....5 мин, а для дисков, изготовленных из жаропрочных сплавов (ЭИ-698-ВД и др.) – 4.....8 мин.

Турбоабразивная обработка обеспечивает:

снятие заусенец;

- скругление кромок до R = 0,3.....0,5 мм с шероховатостью, равной Ra = 0,5.....0,3 мкм;

— шероховатость поверхностей дисков после турбоабразивной обработки — Ra = 0, 7, ...., 0, 5 мкм при исходной после токарной — Ra = 2, 5, ...., 1, 6 мкм; — в поверхностном слое полотна дисков из титановых сплавов ВТЗ-1 и ВТ9 образуются остаточные напряжения сжатия  $\sigma_{ocm} = -(300, ...., 350)$ МПа в сравнении с остаточными напряжениями растяжения  $\sigma_{ocm} = 100, ...., 200$  МПа в этих же дисках после технологической операции точения.

Диски компрессора до обработки и после обработки в псевдоожиженном абразиве представлены на рис. 7.





**Рис. 7.** Диски компрессора *a* – до обработки; *б* – после обработки

У дисков компрессора из сплава ЭИ698-ВД после технологической операции точения в поверхностном слое полотна образуются остаточные напряжения растяжения  $\sigma_{ocm} = 200.....250$  МПа, которые распространяются на глубину 25.....30 мкм с максимальным значением  $\sigma_{ocm} = 350$  МПа. После турбоабразивной обработки этих дисков в поверхностном слое возникают остаточные сжимающие напряжения  $\sigma_{ocm} = -200$  МПа, которые на глубине 15.....18 мкм переходят в напряжение растяжения.

Турбоабразивная обработка дисков компрессора в псевдоожиженном абразиве увеличивает циклическую долговечность дисков в 2,0.....3,0 раза. «Живучесть» дисков повышается в 2 раза.

Повышение долговечности дисков обеспечивается за счет улучшения микрорельефа, снижения шероховатости поверхностей кромок и прикромочных зон, а также создания благоприятных сжимающих остаточных напряжений сжатия в поверхностном слое.

Результаты исследований шероховатости, качества геометрии скругления кромок и состояния поверхностного слоя дисков из различных материалов позволяют сделать вывод, что турбоабразивная обработка может применяться и как технологическая операция упрочняющей финишной обработки деталей авиадвигателей.

### Турбоабразивная обработка сварных барабанов роторов компрессоров ГТД

После сварки дисков в барабаны выполняют последующую термообработку для снятия термических напряжений, что, в зависимости от режимов ее проведения, частично или полностью устраняет эффект от предыдущего их упрочнения.

Схема обработки сварных барабанов роторов компрессоров ГТД представлена на рис. 8.



Рис. 8. Схема турбоабразивной обработки сварных барабанов роторов компрессоров ГТД

барабан ротора компрессора; 2 – шпиндель;
 рабочая камера; 4 – псевдоожиженный абразив;
 пазы дисков; 6 – воздушные сопла

Упрочняющую обработку осуществляют зерном электрокорунда нормального в течение 3.....5 мин. Шероховатость поверхностей после обработки составляет Ra = 0, 8, ...., 0, 5 мкм, уровень остаточных напряжений сжатия, а также циклическая долговечность и «живучесть» дисков имеют такие же значения величин, что и при турбоабразивной обработке отдельных дисков до их сварки в барабан.

При обработке ремонтных барабанов КВД окисная пленка и нагар удаляются за 90.....120 с.

Турбоабразивная обработка позволяет производить повторное упрочнение ремонтных деталей, в том числе и сварных барабанов, с целью продления назначенного ресурса.

### Обработка пустотелых валов в псевдоожиженном абразиве

Одновременная обработка внешних и внутренних поверхностей стенок валов производится в соответствии со схемой, представленной на рис. 9.

После обработки пустотелых валов КВД из сплава ЭИ437БУ-ВД в псевдоожиженном абразиве обеспечивается:

— шероховатость поверхностей, Ra = 0,5.....0,6 мкм;
 — остаточное напряжение сжатия, σ<sub>ocm</sub> = -(390......410) МПа;

- предел выносливости  $\sigma_{-1} = 350.....370$  МПа.

Фрагменты вала КВД до и после обработки в псевдоожиженном абразиве представлены на рис. 10.



Рис. 9. Технологическая схема обработки пустотелого вала

1 – обрабатываемый вал; 2 – шпиндель; 3 – рабочая камера; 4 – специальная технологическая оснастка; 5 – камера;
 6 – воздухоразделительная решетка; 7 – вентилятор; 8 – псевдоожиженный абразив; 9 – «абразивное кольцо»;
 10, 11 – сопла; 12 – кривошипно-шатунный механизм; 13 – регулятор давления; 14 – окно



**Рис. 10.** Фрагменты вала КВД до и после обработки в псевдоожиженном абразиве 1 – после токарной обработки; 2 – после ПСА

### Упрочнение деталей авиационных газотурбинных двигателей шариками в ультразвуковом поле

На ОАО «Мотор Сич» упрочняются стальными шариками в ультразвуковом поле более 275 наименований деталей сложной конструкции это лопатки компрессора и турбины, диски компрессора и турбины, трактовые поверхности центробежных и осевых моноколес, зубчатые колеса, шлицевые поверхности валов и др.

Основными технологическими особенностями упрочнения деталей ГТД шариками в ультразвуковом поле являются:

 в качестве рабочих тел применяют стальные шарики из материала ШХ15 или нержавеющей стали диаметром 0,4.....3,0 мм;

 – загрузка шариков при упрочнении пера лопаток находится в пределах 200......1000 г, а при упрочнении их хвостовиков – 30......60 г;

время упрочнения пера лопаток составляет
 4.....10 мин, а хвостовиков — 20.....45 с;

 количество одновременно упрочняемых лопаток — 10......60 штук;

 количество смачивающей жидкости в рабочем объеме находится в пределах 4.....10 мл;

 частота колебаний преобразователя – 16.....22 кГц, а амплитуда колебаний излучающей поверхности 10......25 мкм.

Установка для ультразвукового упрочнения и барабан компрессора представлены на рис. 11.



Рис. 11. Установка (*a*) для ультразвукового упрочнения и барабан компрессора (δ)

В процессе ультразвукового упрочнения в поверхностном слое несущих поверхностей деталей формируются остаточные напряжения сжатия  $\sigma_{ocm} = -(250.....550)$  МПа, максимум которых находится на глубине 20.....40 мкм.

Основной особенностью профилограммы поверхностей после ультразвукового упрочнения, в сравнении с их предыдущим шлифованием, является увеличение радиуса впадин микронеровностей, что приводит к снижению величины технологической концентрации напряжений.

Глубина пластически деформированного слоя изменяется в пределах 15......35 мкм.

Микротвердость поверхностного слоя после ультразвукового упрочнения повышается. Предел выносливости после ультразвукового упрочнения деталей увеличивается на 23.....40%.

### Выводы

1. В работе представлены основные технологические особенности электроалмазного, ленточного и глубинного шлифования деталей ГТД.

2. Показано влияние видов обработки пера рабочей лопатки вентилятора из титанового сплава ВТЗ-1 на технологическую наследственность напряженного состояния и микроструктуру в поверхностном слое несущих поверхностей.

3. Представлены технологические возможности турбоабразивной полировально-упрочняющей обработки дисков, сварных барабанов и валов роторов компрессоров ГТД.

4. Раскрыты основные технологические особенности упрочнения деталей ГТД шариками в ультразвуковом поле.

#### Перечень ссылок

- Технология производства авиационных двигателей : монография / [Богуслаев В. А., Качан А. Я., Мозговой В. Ф., Кореневский Е. Я.]. – Запорожье : ОАО «Мотор Сич», 2000. – 945 с.
- Технологическое обеспечение эксплуатационных характеристик деталей ГТД : монография. Ч. І. Лопатки компрессора и вентилятора / [Богуслаев В. А., Муравченко Ф. М., Жеманюк П. Д. и др.]. – Запорожье : ОАО «Мотор Сич», 2003. – 396 с.

Поступила в редакцию 25.12.2008

У роботі представлено технологічні особливості фінішних технологій основних деталей ГГД, які застосовують на ВАТ «Мотор Січ».

The article provides technological particularities of finish technologies applied by Motor Sich JSC to basic components of gas turbine engines.

### УДК 539.374.001.8.621.7-111

### В. В. Чигиринский, А. Н. Бень

# РАЗРАБОТКА МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ВЫДАВЛИВАНИЯ ПЛОСКОЙ ЗАГОТОВКИ В КОНИЧЕСКОЙ МАТРИЦЕ

Показано аналитическое решение обобщенного уравнения равновесия в полярных координатах. Получен тригонометрический закон распределения компонентов тензора напряжений с переменным по очагу деформации сопротивлением пластической деформации на сдвиг.

При производстве лопаток различного назначения одной из основных технологических операций является операция выдавливания. Предварительный анализ деформированного состояния металла в процессе изготовления показал, что в некотором приближении задачу можно считать плоской, так как диаметр заготовки и ширина пера лопатки являются примерно одинаковыми. На коническом участке матрицы формоизменение принимается плоским. Рассмотрим плоскую задачу теории пластичности в полярных координатах.

Постановка задачи включает в себя два уравнения равновесия вида:

$$\frac{\partial \sigma_{\rho}}{\partial \rho} + \frac{1}{\rho} \cdot \frac{\partial \tau_{\rho\phi}}{\partial \phi} + \frac{\sigma_{\rho} - \sigma_{\phi}}{\rho} = 0,$$

$$\frac{1}{\rho} \cdot \frac{\partial \sigma_{\phi}}{\partial \phi} + \frac{\partial \tau_{\rho\phi}}{\partial \rho} + 2 \cdot \frac{\tau_{\rho\phi}}{\rho} = 0$$
(1)

и уравнение пластичности:

$$\left(\sigma_{\rho} - \sigma_{\phi}\right)^{2} + 4 \cdot \tau_{\rho\phi}^{2} = 4 \cdot k^{2} .$$
 (2)

Граничные условия на контакте задаются в напряжениях:

$$\tau_{\rho\phi} = k \cdot \sin(A_{\rm l}\Phi). \tag{3}$$

После преобразований выражений (1) и (2) имеем обобщенное уравнение равновесия в полярных координатах [1]:

$$\rho^{2} \cdot \frac{\partial^{2} \tau_{\rho\phi}}{\partial \rho^{2}} - \frac{\partial^{2} \tau_{\rho\phi}}{\partial \phi^{2}} + 3 \cdot \rho \cdot \frac{\partial \tau_{\rho\phi}}{\partial \rho} = \pm \pm 2 \cdot \frac{\partial^{2}}{\partial \rho \partial \phi} \cdot \rho \cdot k \cdot \sqrt{1 - \left(\frac{\tau_{\rho\phi}}{k}\right)^{2}}.$$
(4)

В работах [2] и [3] предложено решение уравнения (4) со значительными упрощениями. Диф-

© В. В. Чигиринский, А. Н. Бень, 2009

ISSN 1727-0219 Вестник двигателестроения № 1/2009

ференциальные уравнения в этом случае представляются в виде:

$$\frac{\partial^2 \tau_{\rho\phi}}{\partial \phi^2} = \frac{\partial^2 \tau_{xy}}{\partial z^2} = 0,$$

$$\rho^2 \cdot \frac{\partial^2 \tau_{\rho\phi}}{\partial \rho^2} - \frac{\partial^2 \tau_{\rho\phi}}{\partial \phi^2} + 3 \cdot \rho \cdot \frac{\partial \tau_{\rho\phi}}{\partial \rho} = 0 \, . \label{eq:rho}$$

Использование условия (3) позволяет избавиться от радикала в правой части обобщенного уравнения равновесия (4).

Сопротивление пластической деформации *k* на сдвиг принимается переменной величиной и, следовательно, функцией координат очага деформации:

$$k = f(\rho, \phi)$$
  
$$k = C_{\sigma} \cdot \exp \theta . \qquad (5)$$

С учетом граничных условий (3) фундаментальной подстановки (5) обобщенное уравнение равновесия (4) разбивается на два оператора при синусах и косинусах и принимает вид:

$$\rho^{2} \cdot \theta_{\rho\rho} + \left(\rho \cdot \theta_{\rho} + A_{1} \Phi_{\phi}\right)^{2} - \theta_{\phi\phi} - \left(\rho \cdot A_{1} \Phi_{\rho} - \theta_{\phi}\right)^{2} + 3 \cdot \rho \cdot \theta_{\rho} = -2 \cdot A_{1} \Phi_{\phi} - 2 \cdot \rho \cdot A_{1} \Phi_{\rho\phi},$$

$$2 \cdot \left(\rho \cdot \theta_{\rho} + A_{1} \Phi_{\phi}\right) \cdot \left(\rho \cdot A_{1} \Phi_{\rho} - \theta_{\phi}\right) + \rho^{2} \cdot A_{1} \Phi_{\rho\rho} + 3 \cdot \rho \cdot A_{1} \Phi_{\rho\rho} - A_{1} \Phi_{\phi\phi} = 2 \cdot \theta_{\phi} + 2 \cdot \rho \cdot \theta_{\rho\phi}.$$
(6)

В результате преобразований появились скобки ( $\rho \cdot \theta_{\rho} + A_{l} \Phi_{\phi}$ ) и ( $\rho \cdot A_{l} \Phi_{\rho} - \theta_{\phi}$ ). Анализ показывает, что их равенство нулю превращает систему (6) в тождество, тогда

$$\rho \cdot \theta_{\rho} = -A_{1} \Phi_{\phi}$$

$$\rho \cdot A_{1} \Phi_{\rho} = \theta_{\phi}.$$
(7)

- 79 -

Имеем соотношение Коши-Римана, которое определяет тип неизвестных функций  $\theta$  и  $A_{l}\phi$ . Преобразуя систему (7), получаем уравнение Лапласа для полярных координат вида:

$$\rho \cdot \frac{\partial \theta}{\partial \rho} + \rho^2 \cdot \frac{\partial^2 \theta}{\partial \rho^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial \phi^2} = 0,$$
  
$$\rho \cdot \frac{\partial A_1 \Phi}{\partial \rho} + \rho^2 \cdot \frac{\partial^2 A_1 \Phi}{\partial \rho^2} + \frac{\partial^2 A_1 \Phi}{\partial \phi^2} = 0.$$
 (8)

Следовательно, функции  $\theta$  и  $A_{l}\phi$ , вводимые в решение как неизвестные, являются гармоническими и могут быть определены из уравнений (8).

Полученные значения для касательных напряжений подставляем в уравнение равновесия, интегрируя которое определяем нормальные напря-

жения 
$$\sigma_{\rho}$$
 и  $\sigma_{\theta}$ :  
 $\tau_{\rho\phi} = C_{\sigma} \cdot \exp\theta \cdot \sin A_{l}\Phi$ ,  
 $\sigma_{\rho} = C_{\sigma} \cdot \exp\theta \cdot \cos A_{l}\Phi - \Pi_{5}^{-} + \sigma_{0} + f(\phi) + C$ ,  
 $\sigma_{\phi} = -C_{\sigma} \cdot \exp\theta \cdot \cos A_{l}\Phi - \Pi_{6}^{-} + \sigma_{0} + f(\rho) + C$ , (9)

при  $\rho \cdot \theta_{\rho} = -A_{l} \Phi_{\phi}$  и  $\rho \cdot A_{l} \Phi_{\rho} = \theta_{\phi}$ .

Рассмотрим плоское выдавливание образца в зоне пластического участка (рис. 1).



Рис. 1. Схема к расчету напряжений при выдавливании

Решая уравнение (8) и удовлетворяя очевидным условиям в очаге деформации, можно принять следующее:

$$4_{1}\Phi = A_{1} \cdot \left(A_{5} \cdot \varphi + A_{6} \cdot \varphi \cdot \ln \rho\right). \tag{10}$$

Действительно, подставив выражение (10) в дифференциальные уравнения (8), имеем:

$$\begin{aligned} A_{\mathrm{I}} \Phi_{\mathrm{\rho}} &= A_{\mathrm{I}} A_{6} \cdot \varphi \cdot \frac{1}{\rho}, \qquad A_{\mathrm{I}} \Phi_{\mathrm{\rho}\rho} = -A_{\mathrm{I}} A_{6} \cdot \varphi \cdot \frac{1}{\rho^{2}} \\ A_{\mathrm{I}} \Phi_{\varphi} &= A_{\mathrm{I}} A_{5} + A_{\mathrm{I}} A_{6} \cdot \ln \rho, \qquad A_{\mathrm{I}} \Phi_{\varphi\varphi} = 0, \\ \rho \cdot A_{\mathrm{I}} A_{6} \cdot \varphi \cdot \frac{1}{\rho} + \left( -\rho^{2} \cdot A_{\mathrm{I}} A_{6} \cdot \varphi \cdot \frac{1}{\rho^{2}} \right) + 0 = 0. \end{aligned}$$

Имеем тождество.

Так как функции *A*<sub>1</sub>*Φ* и θ связаны соотношением Коши-Римана, получим:

$$\theta = -A_1 \cdot \left[ A_5 \cdot \ln \rho + \frac{1}{2} \cdot A_6 \cdot \left( \ln^2 \rho - \phi^2 \right) \right].$$
(11)

В гармонические функции (9), (10), (11) входят постоянные коэффициенты  $C_{\sigma}$ ,  $A_1A_5$ ,  $A_1A_6$ . Определим их из граничных условий. Величинами  $\Pi_5^-$  и  $\Pi_6^-$  пренебрегаем.

Проанализируем граничные и очевидные условия для определения постоянных коэффициентов  $C_{\sigma}$ ,  $A_1A_5$ ,  $A_1A_6$ . Принимаем в точке *b* касательное напряжение  $\tau_{\rho\phi}$ , равное нулю [2]. На оси симметрии  $\phi = 0$  касательные напряжения также равны нулю. С учетом последних замечаний определим постоянные  $A_1A_5$  и  $A_1A_6$ .

1. При  $\phi = \frac{\alpha}{2}$  (контакт, точка  $_b$ )  $\rho = r$ ,  $\tau_{\rho\phi} = 0$ ,  $A_1 \Phi = 0$ .

$$A_{1}\Phi = A_{1}A_{5} \cdot \frac{\alpha}{2} + A_{1}A_{6} \cdot \frac{\alpha}{2} \cdot \ln r = 0,$$
$$A_{1}A_{5} = -A_{1}A_{6} \cdot \ln r.$$

2. При 
$$\varphi = \frac{\alpha}{2}$$
,  $\rho = r_1$ ,  $\sigma_\rho - \sigma_\varphi = 2k_0$ .

Пренебрегаем влиянием контактного трения в условии пластичности (2) на выходе из очага деформации [4]. Подставляя в разность  $(\sigma_{\rho} - \sigma_{\phi})$ их значения из (9), получим:

$$2 \cdot C_{\sigma} \cdot \exp \theta_0 \cdot \cos A_1 \Phi_0 = 2 \cdot k_0,$$

где  $\theta_0$  и  $A_{\rm I}\Phi_0$  — значения функций  $\theta$  и  $A\Phi$  в точке a.

Из последнего выражения получим:

$$C_{\sigma} = \frac{k_0}{\exp\theta_0 \cdot \cos A_{\rm I} \Phi_0} \,. \tag{12}$$

3. При 
$$\varphi = \frac{\alpha}{2}$$
 (контакт, точка *a*)  $\rho = r_1$ ,

 $\tau_{\rho\phi} = \psi \cdot k_0, \ \psi = f \cdot (1 - f).$ 

Используя условие 3 с учетом формулы (12), запишем:

$$\tau_{\rho\phi} = \frac{k_0}{\exp \theta_0 \cdot \cos A_l \Phi_0} \cdot \exp \theta_0 \cdot \sin A_l \Phi_0 = \psi \cdot k_0,$$
  
$$\psi = tg A_l \Phi_0, \text{ отсюда}$$
  
$$A_l \Phi_0 = arctg \psi.$$
(13)

- 80 -

С учетом выражения (11) определим  $\theta_0$  (контакт, точка а):

$$\theta = \theta_0 = -A_1 \cdot \left[ A_5 \cdot \ln r_1 + \frac{1}{2} \cdot A_6 \cdot \left( \ln^2 r_1 - \frac{\alpha^2}{4} \right) \right]. \quad (14)$$

Также из условия 3 определим значение функции  $A_1 \Phi$  в точке *a*, с учетом переменной  $A_1 A_5$ :

$$\begin{split} A_{\mathrm{I}} \Phi &= A_{\mathrm{I}} \Phi_{0} = -A_{\mathrm{I}} A_{6} \cdot \frac{\alpha}{2} \cdot \ln r + A_{\mathrm{I}} A_{6} \cdot \frac{\alpha}{2} \cdot \ln r , \\ A_{\mathrm{I}} \Phi_{0} &= A_{\mathrm{I}} A_{6} \cdot \frac{\alpha}{2} \cdot \ln \frac{r_{\mathrm{I}}}{r} , \text{ отсюда } A_{\mathrm{I}} A_{6} = \frac{2 \cdot A_{\mathrm{I}} \Phi_{0}}{\alpha \cdot \ln \frac{r_{\mathrm{I}}}{r}} . \end{split}$$

Введем обозначение:

and the second states where the local second

ARREST AT A REAL PROPERTY OF A R

8

62

13

24

45

1.8

$$\delta = \frac{A_1 \Phi_0}{\alpha}$$
, тогда  $A_1 A_6 = \frac{2 \cdot \delta}{\ln \frac{\eta}{r}}$ .

Подставляя значения A1A5 и A1A6 в выражения (10) и (14), получим:

$$A_{\rm l}\Phi = \frac{2\cdot\delta}{\ln\frac{r_{\rm l}}{r}} \cdot \varphi \cdot \ln\frac{\rho}{r} \,. \tag{15}$$

ŝ

Υ.

three-contents are grown overs.

рифорновани пр

Подставляем зависимости (12), (13), (14) в уравнения (9). При этом в показателе экспоненты появляется разность  $\theta - \theta_0$ . С учетом последнего запишем:

$$\theta - \theta_0 = \theta' = -\frac{\delta}{\ln\frac{\eta}{r}} \cdot \left[ \ln\frac{\eta}{\rho} \cdot \ln\frac{\eta}{r^2} - \left(\frac{\alpha^2}{4} - \varphi^2\right) \right]. \quad (16)$$

Зная значения  $A_{\rm I} \Phi$  и  $\theta - \theta_0$  (выражения (15) и (16)) и подставляя их в условия (9), получим относительные значения компонент тензора напряжений в виде:

$$\frac{\sigma_{\rho}}{2 \cdot k_{0}} = -\frac{1}{2} \cdot \left( \exp \theta \cdot \frac{\cos A_{1} \Phi}{\cos A_{1} \Phi_{0}} - 1 \right),$$

$$\frac{\sigma_{\phi}}{2 \cdot k_{0}} = -\frac{1}{2} \cdot \left( 3 \cdot \exp \theta \cdot \frac{\cos A_{1} \Phi}{\cos A_{1} \Phi_{0}} - 1 \right),$$

$$\frac{\tau_{\rho\phi}}{k_{0}} = \exp \theta \cdot \frac{\sin A_{1} \Phi}{\cos A_{1} \Phi_{0}}.$$
(17)

Результаты расчета по формулам (17) приведены на рис. 2.





**Рис. 2.** Распределение нормальных и касательных напряжений вдоль очага деформации при угле  $\varphi = \alpha/2$ ,  $r_1 / r = 0.08$ 

ISSN 1727-0219 Вестник двигателестроения № 1/2009

- 81 -

Показано, что распределение нормальных и касательных напряжений реагирует на коэффициент трения и положение в очаге деформации. Результаты расчетов совпадают с реальными эпюрами контактных напряжений [2, 3]. Следует подчеркнуть, что полученные выражения едины для всего очага деформации и нет необходимости разбивать его на отдельные зоны контактного трения, как это было сделано Смирновым [3]. Значения нормальных и тангенциальных напряжений увеличиваются от входа к выходу в конический участок матрицы, а значения касательных напряжений, наоборот, уменьшаются.

В целом, необходимо отметить, что данные математические модели качественно и количественно отражают общие закономерности распределения полей тензора напряжений по всему очагу деформации и в полной мере удовлетворяют граничным условиям. Предложенная методика может применяться для решения прикладных задач теории пластичности.

### Перечень ссылок

- Чигиринский В.В. Развитие теории прокатки, разработка технологии и внедрение тонкостенных профилей сниженной металлоемкости в промышленность : дис. ... д-ра техн. наук : 05.03.05 / Чигиринский Валерий Викторович. – Днепропетровск, 1999. – 332 с.
- Овчинников А. Г. Прогрессивные технологические процессы холодной штамповки / А. Г. Овчинников. – М. : Машиностроение, 1997. – 184 с.
- Смирнов В. С. Теория пластической деформации / В. С. Смирнов. – М. : Металлургия, 1981. – 432 с.
- Сторожев М. В. Теория обработки металлов давлением / М. В. Сторожев, Е. А. Попов. – М. : Машиностроение, 1977. – 422 с.

Поступила в редакцию 13.06.2008

Показано аналітичне рішення узагальненого рівняння рівноваги в полярних координатах. Отримано тригонометричний закон розподілення компонентів тензора напружень зі змінним по осередку деформації опором пластичному деформуванню на зсув.

An analytical solution of the generalized equation of equilibrium in polar coordinates is shown. The study deduces a trigonometric formula of the distribution of voltage tensor components with variable resistance to plastic shear deformation strain in the deformation center.

### УДК 621.771.2: 669.295

### Ю. С. Кресанов, А. Я. Качан, А. В. Богуслаев, А. А. Войтенко

# ИЗГОТОВЛЕНИЕ ТОЧНЫХ ШЕСТИГРАННЫХ ПРОФИЛЕЙ ИЗ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ

В работе разработана технология и рассмотрены вопросы профилирования валков для прокатки предварительного шестигранного профиля (ШП) с последующим волочением и правкой для обеспечения точности.

### Постановка проблемы и ее связь с практическими задачами

Отраслевыми и другими стандартами предусмотрена прокатка ШП из углеродистых и других сталей размерами от 7 до 80 мм. Металлургическая промышленность для авиационной промышленности требуемых ШП не производит, что связано со спецификой используемых материалов, в том числе и со свойствами титановых сплавов, а также большой номенклатурой и малой их партионностью.

Значительный рост цен на конструкционные материалы (титан, алюминий, жаропрочные сплавы) за последнее время привел к тому, что составляющая затрат на материалы в производстве авиационных двигателей увеличилась с 30 до 60 % [1]. Уменьшение расхода металла и снижение трудоемкости при производстве деталей авиационных двигателей является актуальной и важной проблемой современного двигателестроения, поскольку повышает их конкурентную способность.

Цель работы — разработка технологии изготовления точных шестигранных профилей из титановых сплавов.

#### Содержание и результаты исследований

Разработка технологии получения точных ШП из титановых сплавов по схеме (рис. 1) базировалась на имеющемся на ОАО «Мотор Сич» оборудовании: непрерывном трехвалковом стане 280 [2] и волочильном стане усилием 300 кН (рис. 3, поз. 2).

Разработку параметров рабочей части валков и технологического процесса волочения производим для наиболее распространенного размера ШП 17 мм из титанового сплава BT3-1.

Предварительная оценка жесткости клети стана 280 и относительно малая длина исходного прутка, что на значительной его части предопределяет неустановившийся процесс прокатки, выявили невозможность получения готового ШП с допусками, соответствующими нормативной документации. Поэтому была принята технологическая схема получения точного ШП размером более 14 мм методами прокатки предварительного и волочения окончательного ШП.



Рис. 1. Технологическая схема получения шестигранных профилей из титанового сплава

исходная заготовка: а – пруток; б – шестигранник; 2 – острение конца; 3 – обдувка;
 4 – отжиг оксидирующий; 5 – смазка; 6 – волочение; 7 – правка предварительная;
 8 – термообработка; 9 – правка окончательная; 10 – мерное травление

© Ю. С. Кресанов, А. Я. Качан, А. В. Богуслаев, А. А. Войтенко, 2009

*ISSN 1727-0219* Вестник двигателестроения № 1/2009

Практически известны несколько способов прокатки ШП, каждый из которых имеет свои преимущества и недостатки [3].

Для прокатки ШП выбрана наиболее приемлемая технологическая схема: круглая заготовка прокатка в предчистовом и чистовом калибрах (рис. 2).

Чистовой калибр расположен таким образом. чтобы разъем валков располагался по середине боковых граней шестигранника, что обеспечивает хорошее выполнение углов профиля и нивелирует неизбежные в процессе прокатки колебания величины уширения на размеры ШП. Это обстоятельство предполагает также, что избыток или недостаток металла, идущего в уширение, располагается по всей длине боковых граней и не может в значительной степени исказить ширину профиля, полученную при первоначальной настройке.

Так как требуемый ШП размером 17 мм получают методом волочения, то размер прокатываемого ШП принимаем, исходя из (4.....10)% обжатия (вытяжки) при волочении.

При этом для прокатки имеем диаметр вписанной окружности 18-0,4 мм.

Расчет построения ручьев валков (калибровки) для трехпарного непрерывного стана 280 начинаем с чистового калибра (см. рис. 2, поз. 2). Задавшись средним размером холодного профиля 17,8 мм  $(d_x)$ , определяем размеры горячего профиля  $(d_r)$ :

диаметр вписанной окружности

$$d_{\Gamma} = d_{\chi} (1 + \lambda t), \tag{1}$$

где  $\lambda = 1,009 - коэффициент линейного расши$ рения сплава ВТ3-1 при температуре 900 °С;

- стороны (грани) ШП

$$C_{\Gamma} = \frac{d_{\Gamma}}{\sqrt{3}} = 0,577d_{\Gamma} , \qquad (2)$$

- диаметр описанной окружности (размер между противоположными ребрами)

$$h_{\Gamma} = \frac{2d_{\Gamma}}{\sqrt{3}} = 2C_{\Gamma}.$$
 (3)



Рис. 2. Калибровка валков для прокатки предварительного шестигранного профиля под волочение 1 – предчистовой калибр горизонтальный; 2 – чистовой калибр вертикальный; 3 - калибровочный ручей горизонтальный

Для облегчения выхода профиля из калибра и предупреждения его переполнения при случайном увеличении уширения, уклоны боковых граней принимаем равными 2° (tg  $\varphi = 0,035$ ), а зазор между верхним и нижним ручьями  $t = 0,1h_{\Gamma} = 2$  мм. Тогда ширина калибра в месте разъема валков будет

$$e_{\Gamma} = d_{\Gamma} + 2\frac{C_{\Gamma} - t}{2}, \qquad (4)$$

а площадь чистового калибра:

$$F_{u} = \frac{\sqrt{3}}{2} d_{\Gamma}^{2} = 0,866 d_{\Gamma}^{2} .$$
 (5)

Размеры и форма чистового калибра представлены на рис. 2 (поз. 2).

Предчистовой калибр (рис. 2, поз. 1) строим с уклоном боковых стенок 45°, в верхней и нижней образующих выполняется вогнутость со стрелой прогиба 0,5 мм, которая способствует предотвращению получения в чистовом калибре выпуклой боковой грани, и минимальными радиусами закруглений (*R* 0,2 мм) или без них.

Уширение в предчистовом калибре определим по выражению [3]:

$$\Delta \theta = 0.35 K \frac{\Delta h}{B} \sqrt{R_{\kappa}} \Delta h , \qquad (6)$$

где K = 0,62 — по опытным данным для титановых сплавов;

### Таблица 1 – Характеристика калибров

 $\Delta h$  — обжатие в предчистовом калибре,  $\Delta h$  =*B*-*h*; *B* — ширина предчистового калибра, которую принимаем при заданном коэффициенте высотной деформации  $\eta = 1,35$ , *B* =  $\eta h$ ;

 $R_{\kappa}$  – катающий радиус [4, выражение (14, *a*)]. Катающий диаметр (радиус) примем равным

$$\mathcal{A}_{\kappa} = \mathcal{A}_{o} - h_{np} \,, \tag{7}$$

где*h<sub>np</sub>* – приведенная высота чистового калибра;

$$h_{np} = \frac{F_{q}}{g_{\Gamma}}.$$
 (8)

При этом геометрия предчистового калибра составляет:

– высота 
$$H = d_{\Gamma} - \Delta \epsilon$$
, (9)

— ширина по дну калибра  $B_{\partial H} = B - (H - S)$ , (10)

- площадь 
$$F_{np} = BH - \left[2\left(\frac{H-S}{2}\right)^2 + B_{\partial H}t\right].$$
 (11)

Из приведенных выражений очевидно, что размеры предчистового шестиугольного калибра в значительной степени зависят от расчетного уширения, при этом вытяжка в чистовом калибре будет

$$\mu_2 = \frac{F_{np}}{F_u}.$$
 (12)

Характеристика калибра Вид калибра	Площадь $F_{vucm,}$ мм $^2$	Коэф. высотной деформации	Уширение Дв, мм	Катающий радиус <i>R<sub>к,</sub></i> мм	Вытяжка, µ	
Предчистовой	344,8	1,35	1,5	134,85	1,23	
		7,28				
Чистовой	279	-	1,8	132,35	1,20	
Калибровочный	279		-	136,27	1,07	
Диаметр исходного прутка – расчетный – 25,2 мм – принятый – 23,0 мм						

Таблица 2 – Частота вращения валков в зависимости от вида калибра

	Частота вращения, $n$ , (мин <sup>-1</sup> )				
Вид калибра	валков	двигателя			
	теоретическое	теоретическое	фактическое		
Чистовой	36,6	640	520		
Предчистовой	29,8	521,5	460490		
Калибровочный	57	969	870		

Наиболее рациональной заготовкой для прокатки ШП (в нашем случае) является круглый профиль, диаметр которого определим по размерам соответственной полосы.

При принятом коэффициенте высотной деформации размеры соответственной полосы равны:

$$- высота - H_{cn} = \eta H; \qquad (13)$$

- ширина  $- B_{cn} = (0,80...0,85)B$ . (14)

Тогда 
$$F_3 = F_{cn}B_{cn}$$
, (15)

а диаметр исходного прутка  $d_3 = \frac{\sqrt{1,274F_3}}{1+\lambda t}$ . (16)

Для выполнения требований к готовой детали на исходном прутке перед прокаткой не допускаются поверхностные дефекты, а шероховатость его должна быть не хуже  $R_a$ =6,3 мкм. При использовании прутков в горячекатаном состоянии они должны быть обработаны с удалением дефектного слоя и обеспечением требуемой шероховатости.

Характеристики деформации в предчистовом калибре будут:

— обжатие 
$$\Delta h_{\rm l} = H_{cn} - H$$
; (17)

-уширение 
$$\Delta e_1 = 0.35 K \frac{\Delta h_1}{H_{cn}} \sqrt{R_\kappa \Delta h_1}$$
. (18)

На рис. 2 представлена калибровка валков для прокатки ШП 17,8 мм, а в табл. 1 результаты расчета.

Прокатка ШП происходит одновременно в 3-х парах валков, а скорости выхода полосы из валков, ввиду наличия опережения, изменяются и не совпадают с оборотами самих валков. Поэтому необходимо согласование частоты вращения валков последующего калибра с предыдущим — по выражениям (5.....11) [2]. Аналитические расчеты и фактическая частота вращения двигателей пред-



Рис. 3. Участок волочения прутков 1 – электропечь; 2 – волочильный стан; 3 – стан обжимной

ставлены в табл. 2. Прокатка ШП производится с нагревом исходной заготовки в электропечи до температуры ( $T_{nn} - 30$ ) °С (где  $T_{nn} -$ температура полиморфного превращения титанового сплава), которая регламентируется требуемой структурой и свойствами материала.

Контроль поверхности (100%) прокатанного предварительного ШП обусловлен недопущением под последующее волочение грубых дефектов, нарушающих сплошность металла.

Прокатанный ШП доводится до стандартных размеров методами волочения на цепном волочильном стане усилием 300 кН (рис. 3, поз. 2). Суммарный припуск ШП, полученного волочением, принимается из условия утонения размера при обдувке и травлении на выявление дефектов, составляющего суммарно 0,05 мм, правке — 1,5% и гарантированного снятия дефектного поверхностного слоя, обусловленного нагревами в воздушной атмосфере не менее 0,12 мм (см. рис. 1, поз. 7, 9, 10).

Для задачи (шестигранного, круглого) прутка в фильеру его концы длиной 180......200 мм утоняют на 0,1.....0,4 мм относительно канала фильеры горячей вальцовкой на вальце обжимного стана (см. рис. 1, поз. 2).

Перед волочением после заправки концов прутки покрывают смазкой, которой предшествует обдувка мелким песком и оксидация при температуре 730 °С в течение 10......15 мин. Ввиду высокой склонности титанового сплава к адгезии оксидация, наравне со смазкой, предотвращает налипание металла на фильеру при волочении. Смазка наносится методом окунания прутков в течение 3.....7 с. Прутки нагревают до температуры (80......100) °С и окунают в ванне следующего состава, растворенного в воде: бура техническая – (7......8)%, мелкодисперсный графит – (15.....18)%, тальк молотый – (3.....4)%, эмульгатор ОП-7 – 0,05%.

После полного высыхания смазки прутки нагревают в проходной электропечи (рис. 3, поз. 1) при температуре (550.....750) °С. Критерием выбора температуры нагрева прутков является качественное выполнение геометрии ШП, при котором обеспечивается заполнение углов граней и не происходит его утонение. Рабочая поверхность фильеры должна постоянно или перед каждым проходом смазываться смазкой в составе: молибденит ДМ1 (ТУ 48-19-133) – 70% и эмульгатор ОП-7 – 20%.

Максимальная величина обжатия на первых проходах составляет 20%, на последующих (в том числе и калибрующем) – 10%.

ШП размером менее 14 мм получают только волочением за несколько переходов, при котором происходит постепенное формоизменение круглого сечения. После каждого перехода производят 100% контроль состояния поверхности. Это позволяет удалить выявленные дефекты глубиной в пределах минусового допуска пологой зачисткой.

На термообработку прутки поступают с кривизной не более 1,0 мм на 300 мм длины. Эти требования прямолинейности ШП не удастся получить в процессе прокатки и волочения, поэтому он перед термообработкой и после первого отжига подвергается предварительной правке растяжением с удлинением не более 0,5%.

Термообработка (для титанового сплава ВТ3-1) по режиму двойного отжига с нагревом в электропечи на поддонах с песком (высота насыпки – 20.....30 мм и укладкой не более чем в 2 ряда) (первая ступень при температуре 900 °С, вторая – 680 °С) придает деформируемому материалу окончательные механические свойства и структуру, требуемые нормативной документацией.

Важным требованием для изготовления крепежных деталей (гайки, болты) на станках автоматах является прямолинейность (минимальная кривизна) обрабатываемого ШП, а прокатка, волочение и термообработка не позволяют их выполнить.

Поэтому прутки ШП перед механической обработкой подвергаются окончательной правке методом горячего растяжения на специализированной установке (рис. 4, табл. 3).

При окончательной правке прутков ШП максимальное растяжение находится в пределах 1 %, а суммарное утонение с предварительной правкой — 1,5% во избежание нежелательного изменения размеров. Нагреваемый пруток зажимается между двумя парами водоохлаждаемых контактов (2 и 5), соединенных со вторичной обмоткой трансформатора (6). Пропусканием тока пруток разогревается до необходимой темпера-



Рис. 4. Установка для правки прутков

 электродвигатель регулировки захвата; 2 – контактзахват регулируемый; 3 – термометр; 4 – цилиндр тянущий; 5 – контакт-захват тянущий; 6 – трансформатор

туры (табл. 4), которая устанавливается либо по реле времени, либо фотопирометром (3).

Для надежного подвода тока и предотвращения прижогов концы прутка в местах соприкосновения с контактами обдуваются и травятся или механически зачищаются.

Время нагрева до требуемой температуры определяется по выражению [5]:

$$t = \frac{4,18Gc\Delta T}{P_a \eta_{mp}}, \text{ cex}, \tag{19}$$

где G — масса нагреваемого прутка, кг;

c – средняя удельная теплоемкость материала, ккал/кг °С (например, для сплава BT8

c = 0,12 ккал/кг °С);

 $\Delta T$  – градиент повышения температуры прутка, °C;

Позиция	Характеристика	Величина
Трансформатор	Мощность	100 кВт
	Первичное напряжение	380 B
	Вторичное напряжение	12, 24, 30, 40 B
Цилиндр натяжения	Давление воздуха	0,5 МПа
	Усилие	50 кН
	Размеры рихтуемых прутков:	
	длина: максимальная	2,5 м
	минимальная	0,4 м
	диаметр	20 мм

**Таблица 3** — Техническая характеристика установки для правки прутков методом электросопротивления  $P_a-{\rm средняя}$ активная мощность трансформатора, развиваемая в процессе нагрева, Вт

(например, для прутка из сплава ВТ-8 диаметром 16 мм –  $P_a$ =11 кВт);

 $\eta_{mp}^{'}$  – коэффициент полезного действия трансформатора (для указанной установки  $\eta_{mp} > 0,75$ ).

**Таблица 4** — Предельная температура нагрева прутков шестигранных профилей при правке

Марка титанового сплава	Температура нагрева, °С
OT4-1	850
BT3-1	880
BT-8	900

Время нагрева для соответствующего материала и размеров прутка, определенное по выражению (19), корректируется с помощью оптического фотоприбора или термопары. Неравномерность нагрева прутка из-за недогрева под водоохлаждаемыми контактами не сказывается на их кривизне ввиду малой величины контактируемых зон.

С целью предотвращения коробления прутков после правки из-за неравномерного охлаждения последние охлаждаются на установке до температуры не более 300 °С без снятия нагрузки растяжения.

Так как все нагревы, связанные с деформацией, выполняются в воздушной атмосфере, то на заключительных операциях изготовления ШП необходимо удаление дефектного (альфированного) слоя. Отрихтованные прутки, предварительно обдутые и обезжиренные, проходят мерное травление в растворе азотной и фтористоводородной кислот (3:1) при температуре (18.....25) °C в течение 1.....3 мин. При этом съем металла, установленный опытным путем, должен составлять не менее 0,12 мм на размер (фактически на прутках диаметром 8.....12 мм стравливается 0,3 мм, а диаметром более 14 мм – 0,4 мм).

До травления 3.....5 прутков от партии, размещаемой в травильной ванне, контролируются по размеру всех граней в трех позициях — по середине и с обоих концов. Контрольные прутки ШП служат в дальнейшем для проверки величины съема металла. Эти же прутки после травления со снятым гарантированным слоем и имеющие требуемую геометрию проверяют по той же схеме на наличие дефектного слоя методом измерения микротвердости, которая для титановых сплавов не должна превышать H<sub>1</sub> 500.

Прутки после правки и травления контролируются (100 %) по геометрии по всем граням и длине и на наличие растрава поверхности, который не допускают путем периодического встряхивания прутков в травильной ванне.

От каждой партии-плавки-термосадки окончательно готовый ШП проходит металлургический контроль, при котором проверяются механические свойства, микро- и макроструктура (табл. 5).

Макроструктура полученного ШП матовая и не имеет расслоений, трещин и включений. Микроструктура соответствует 1...3 типу (норма 1...4 тип), а величина зерна — 1...2 баллу (норма не более 3 балла по шкале ВИАМ) (рис. 5).



**Рис. 5.** Микроструктура прутков шестигранных профилей

#### Результаты работы

Прутки ШП (рис. 6), идущие для изготовления крепежных деталей (болтов, гаек) авиационных двигателей и изготовленные по разработанной технологии, по механическим свойствам, микро- и макроструктуре полностью отвечают требованиям нормативной документации, предъявляемым к основному материалу по ОСТ 190006.

Таблица 5 — Механические свойства шестигранных профилей

		Механические свойства				
Материал	Состояние	Предел	Относит	ельное	Ударная	
титановый сплав	материала	прочности,	удлинение бу, %	сужение ψ, %	вязкость, КСИ, Дж/см <sup>2</sup>	
BT3-1	отожженный	1060-1120	16-22	40-54	32-36	
BT-6	_ // _	970-1100	14-20	38-47	36-38	
OT4-1	_ // _	620-760	20-26	41-50	48-50	

По геометрии шестигранные прутки соответствуют 5 классу точности ОСТ 1025 за исключением отклонения диаметра описанной окружности по одной из диагоналей грани на 0,4 мм ниже нижнего предела по ОСТ (стандарт ОАО «Мотор Сич») ввиду трудности выполнения горячей деформацией для титановых сплавов сравнительно острых углов. Кривизна прутков составляет не более 2 мм, а скручивание вокруг продольной оси — 8° на 1 м длины.



Рис. 6. Прутки шестигранных профилей

### Перспективы дальнейших разработок

В связи с дороговизной используемых материалов целесообразно разработать процесс получения прутков ШП из нержавеющих и жаропрочных сплавов, а также на базе стана 280 процесс передела прутков с большего на меньший диаметр, который в настоящее время не производит металлургическая промышленность.

### Выводы

Проведенные исследования и разработанный технологический процесс изготовления прутка ШП из титановых сплавов методом прокатки и волочения без последующей механической обработки по граням для крепежных деталей авиадвигателя позволили повысить на 30......40 % коэффициент использования металла и снизить на 40......60 % трудоемкость их изготовления.

### Перечень ссылок

- Чуйко В. М. 10-й Международный салон «Двигатели-2008» станет крупным событием / В. М. Чуйко // Новости десятого международного салона «Двигатели-2008». — Изд-во газеты «Аэромедия». — 2008. — № 1.
- Прогрессивная технология изготовления профильных кольцевых заготовок для авиационных газотурбинных двигателей / [Ю. С. Кресанов, А. В. Богуслаев, А. Я. Качан, А. А. Войтенко] // Вестник двигателестроения. – 2007. – № 1. – С. 116–125.
- Бахтинов Б.П. Калибровка прокатных валков / Б. П. Бахтинов, М. М. Штернов. – М. : Металлургиздат, 1953. – 783 с.
- Кресанов Ю.С. Аналитическое определение катающего радиуса при прокатке в калибрах с заусенцем / Ю.С. Кресанов, А. В. Богуслаев, А. Я. Качан // Вісник двигунобудування. – 2006. – № 4. – С. 80-82.
- Ковка и объемная штамповка стали / [под ред. М. В. Сторожева]. – М. : Машиностроение, 1967. – 165 с.

Поступила в редакцию 15.09.2008

У роботі розроблено технологію та розглянуто питання профілювання валків для прокатки попереднього шестигранного профілю (ШП) з наступним волочінням і правкою для забезпечення точності.

The article represents a development of roller contouring technology for pre-rolled hexagon cross-section type blanks (HB) followed with dragging and straightening procedure to assure accuracy.

# УДК 62.-233.1: 621.7.075

### Е. В. Вишнепольский, Г. В. Пухальская, И. Л. Гликсон

# ПОВЫШЕНИЕ СОПРОТИВЛЕНИЯ УСТАЛОСТИ МЕСТ КОНЦЕНТРАЦИИ НАПРЯЖЕНИЙ В ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ОБОЛОЧКАХ АЛМАЗНЫМ ВЫГЛАЖИВАНИЕМ

Предложен метод повышения сопротивления усталости мест концентрации напряжений на тонкостенных валах алмазным выглаживанием. Установлено влияние режимов алмазного выглаживания на характеристики поверхностного слоя и предел выносливости. Даны рекомендации по определению оптимального режима выглаживания.

Конструкции валов ГТД содержат конструктивные концентраторы напряжений, создаваемые переменным диаметром внутренней и наружной поверхностей, радиальными (на цилиндрической поверхности) и осевыми (на фланце) отверстиями [1].

Повышение выносливости конструкции может быть достигнуто путем упрочнения мест концентрации напряжений [2-3]. Обработка отверстий на поверхности вала сопровождается рядом трудностей, главной из которых является нетехнологичность, так как приходится по отдельности выглаживать наружную поверхность вала и отверстие (рис. 1, исполнение 1). Для обеспечения технологичности обработки, без ухудшения эксплуатационных свойств, место сопряжения поверхностей отверстия и вала делают скругленным (рис. 1, исполнение 2).

При этом скругление поверхности сопряжения отверстия и вала сдвигает максимум напряжений вглубь отверстия (рис. 1, *в*), снижая величину концентрации напряжений по сравнению с незакругленными кромками (рис. 1, *б*). Концентрация напряжений, создаваемая отверстиями, практически не меняется при деформационном упрочнении внутренней или наружной поверхности. Следовательно, упрочнению необходимо подвергать непосредственно поверхность сопряжения отверстия и вала.

Разработанное специальное устройство (рис. 2) позволяет сначала сделать резцом скругление поверхности сопряжения отверстия и вала, а затем, после замены резца на индентор, выполнить алмазное выглаживание.

Для создания одинакового скругления по периметру отверстия на поверхности вала сошлифовывается площадка (рис. 3), в пределах допуска на диаметр.

Для внедрения технологии упрочнения скругления кромки отверстия и вала необходимо определить оптимальные значения силы, подачи и скорости выглаживания. При этом в качестве контролируемых выходных параметров были приняты шероховатость, микротвердость, степень наклепа поверхности.

Обработка выполнялась на токарном станке индентором радиусом 2,5 мм. В качестве образцов использовали кольца шириной 10 мм (рис. 4), поверхность которых легко проконтролировать после выглаживания. Полученные результаты были использованы в качестве базовых для выглаживания кромок отверстий.



Рис. 1. Упрочняемый элемент отверстия

а – варианты получения поверхности сопряжения отверстия и вала

 $\delta$  — эпюра концентрации напряжений у поверхности сопряжения отверстия и вала типа «острая кромка»; s — эпюра концентрации напряжений у поверхности сопряжения отверстия и вала, выполненного в виде радиуса

<sup>©</sup> Е. В. Вишнепольский, Г. В. Пухальская, И. Л. Гликсон, 2009



Рис. 2. Схема устройства для алмазного выглаживания



Рис. 3. Площадка на поверхности вала для создания одинакового скругления

Результаты измерений при различных режимах выглаживания приведены в таблице 1.

На основании полученных данных построены графики зависимостей параметров поверхностного слоя от режимов выглаживания (рис. 5). Направление разброса точек показывает на наличие корреляционных зависимостей.



Рис. 4. Образец для исследования параметров алмазного выглаживания

Анализ результатов показывает, что основное влияние на параметры поверхностного слоя оказывают сила выглаживания и подача. При увеличении силы выглаживания со 100 до 400 Н микротвердость и степень наклепа увеличились на 40%. При увеличении подачи произошло ухудшение шероховатости и снижение микротвердости. Скорость выглаживания не оказала существенного влияния на параметры поверхностного слоя. В качестве оптимальных режимов выглаживания можно рекомендовать силу выглаживания 150 м/мин, подачу 0,07 мм/об.

Так как предполагается упрочнять отверстия диаметром от 4 мм, а геометрические размеры индентора радиусом 2,5 мм это сделать не позволяют, то выглаживание выполняли индентором радиусом 0,5 мм.

Для обеспечения при упрочнении оптимальных давлений были выполнены расчеты силы выглаживания при обработке индентором радиусом 0,5 мм на основании результатов обработки индентором радиусом 2,5 мм. Кроме этого, была уменьшена скорость, чтобы температура в зоне контакта была идентичной температуре при упрочнении индентором радиусом 2,5 мм.

**Таблица 1** — Режимы обработки и параметры поверхностного слоя образцов, упрочненных алмазным выглаживанием

Mo	Сила вы-	Скорость вы-	Подача	Параметр ше-	Микро-	Степень	Глубина
J1 <u>≅</u>	глажива-	глаживания,	индентора,	роховатости Ra,	твердость,	наклепа,	наклепа,
режима	ния, Н	м/мин	мм/об	МКМ	МПа	$U_H, \%$	МКМ
1	Обработка і	ю заводской техноло	огии шлифованием	0,8	3800	-	-
2	100	80	0,07	0,59	3950	4	10
3	200	30	0,07	0,40	4530	20	Не измер.
4	200	80	0,07	0,30	4460	17	25
5	200	80	0,05	0,28	4550	21	Не измер.
6	200	80	0,12	0,49	4180	10	Не измер.
7	200	120	0,07	0,38	4480	18	Не измер.
8	200	150	0,07	0,32	4300	13	Не измер.
9	300	80	0,07	0,25	4350	14	Не измер.
10	400	30	0,07	0,70	4350	14	Не измер.
11	400	80	0,07	0,35	4920	30	35
12	400	120	0,07	0,41	5300	40	Не измер.
13	400	150	0,07	0,30	5020	32	40



Рис. 5. Влияние режимов выглаживания на параметры поверхностного слоя а – влияние режимов резания на шероховатость *Ra* (мкм); б – влияние режимов резания на микротвердость *HV* (МПа)

Дальнейшие исследования проводили при обработке отверстий. Для этого были изготовлены плоские образцы (рис. 6), имитирующие конструктивный концентратор напряжений. Параметры образцов были рассчитаны на ПЭВМ с использованием программного комплекса ANSYS WorkBench. Обработку отверстий выполняли на разработанном устройстве (рис. 2). Упрочнение производили по следующему маршруту: на первом этапе производили скругление поверхности сопряжения отверстия и вала на сверлильном станке, второй этап — алмазное выглаживание поверхности сопряжения отверстия и вала на том же оборудовании. Конструкция оправки и геометрия отверстия позволяют упрочнить зону максимальной концентрации напряжений.

Исследования проводили как при однопроходной обработке, так и при двухпроходной с различными режимами на каждом проходе. Режимы обработки приведены в табл. 2.

Испытания для определения предела выносливости проводили по стандартной методике [5] на полной базе  $N_0 = 2 \times 10^7$  циклов (рис. 7). Первый уровень нагружения для исходных образцов –  $\sigma = 370$  МПа, для упрочненных образцов –  $\sigma = 460$  МПа, ступень нагружения –  $\Delta \sigma = 30$  МПа. Результаты испытаний на усталость приведены в табл. 3.



Рис. 6. Образец для испытаний на усталость

№ партии	Геометрия кромки	Количество проходов	Сила выглаживания, Н	Скорость выглаживания, м/мин	Подача, мм/об	
1	<i>R</i> = 1,5 мм	Обработка кромки образца по заводской				
			технологии – вруч	ную полированием		
2	R = 1,5 мм	1	30	1,88	0,05	
2	R = 1.5 MM	2	60	1,88	0,05	
3	K = 1,5 MiM	2	30	2,51	0,03	
4	<i>R</i> – 15 мм	2	120	1,88	0,05	
4	K = 1,5 MiM	2	60	2,51	0,03	
5	R - 15 MM	2	30	2,51	0,03	
3	n = 1,5 MM	2	60	1.88	0.05	

Таблица 2 — Режимы обработки



Рис. 7. Схема испытаний на усталость

Эффективность пластического деформирования поверхностного слоя оценивали степенью наклепа  $U_{H_{\cdot}}$ 

Измерение микротвердости упрочненной поверхности сопряжения отверстия с плоскостью образца производили по общеизвестной методике на прямоугольных образцах (рис. 8).

Значения микротвердости и степени наклепа приведены в табл. 3.



Рис. 8. Образец для измерения микротвердости

№ режима	Радиус скругле- ния кром- ки	Кол-во проходов	Сила выглажи- вания, Н	Скорость выглажива- ния, м/мин	Подача, мм/об	Микро- твердость, МПа	Степень наклепа, %	Предел вынос- ливости, σ.1, МПа	Шерохова- тость <i>Ra</i> , мкм
1	<i>R</i> = 1,5 мм	Обработ технолог	огии – вручную полированием			3760	_	400	0,65
2	<i>R</i> = 1,5 мм	1	30	1,88	0,05	4460	20	490	0,3
3	<i>R</i> =1,5 мм	2	60 30	1,88 2,51	0,05 0,03	4660	25	520	0,2
4	<i>R</i> = 1,5 мм	2	120 60	1,88 2,51	0,05 0,03	3960	5	490	0,34
5	<i>R</i> = 1,5 мм	2	30 60	2,51 1,88	0,03	4600	22	520	0,23

**Таблица 3** — Результаты исследования характеристик поверхностного слоя и предела выносливости образцов, упрочненных алмазным выглаживанием Применение двухпроходной обработки (режимы 3, 5) позволило увеличить предел выносливости и уменьшить шероховатость по сравнению с однопроходной.

Варьирование усилием выглаживания на 1 и 2 проходах (режим № 3 и № 5) показало, что нет различий в полученных результатах шероховатости и предела выносливости. При увеличении силы до 120 Н (режим № 4) произошло существенное ухудшение характеристик поверхностного слоя и предела выносливости: шероховатость ухудшилась до Ra = 0,34 мкм, степень наклепа уменьшилась почти до исходной 5%, предел выносливости снизился до 490 МПа, что связано с перенаклепом поверхности.

На основании проведенных исследований установлено, что лучший результат дает двухпроходная обработка. В качестве оптимальных можно рекомендовать обработку с режимами: при первом проходе – сила выглаживания 60 H, скорость выглаживания 1,88 м/мин, подача 0,05 мм/об; при втором проходе сила – выглаживания 30 H, скорость выглаживания 2,51 м/мин, подача 0,03 мм/об. При этом степень наклепа увеличилась на 25%, шероховатость уменьшилась с Ra = 0,65 мкм до Ra = 0,2 мкм и предел выносливости возрос на 25% по сравнению с исходным образцом.

### Выводы

1. Алмазное выглаживание скругления сопряжения отверстия и вала с помощью разработанного устройства позволило повысить прочностные характеристики мест концентрации напряжений.

 Установлено, что основное влияние на параметры поверхностного слоя оказывают сила выглаживания и подача. При увеличении силы выглаживания со 100 до 400 Н микротвердость и степень наклепа увеличилась на 40%. При увеличении подачи произошло ухудшение шероховатости и снижение микротвердости. Скорость выглаживания не оказала существенного влияния на параметры поверхностного слоя.

3. Установлено, что двухпроходная обработка более эффективна, чем однопроходная. В качестве оптимальных режимов упрочнения отверстия можно рекомендовать: при первом проходе сила выглаживания 60 H, скорость выглаживания 1,88 м/мин, подача 0,05 мм/об; при втором проходе — сила выглаживания 30 H, скорость выглаживания 2,51 м/мин, подача 0,03 мм/об. Обработка по данному режиму мест концентрации напряжений позволяет повысить предел выносливости образцов на 25 % по сравнению с исходным образцом.

#### Перечень ссылок

- Богуслаев В. А. Технологическое обеспечение и прогнозирование несущей способности деталей ГТД / В. А. Богуслаев, В. К. Яценко, В. Ф. Притченко. – М.: Машиностроение, 1993. – 338 с.
- Повышение несущей способности деталей машин алмазным выглаживанием / [В. К. Яценко, Г. З. Зайцев, В. Ф. Притченко и др.]. – М. : Машиностроение, 1985. – 232 с.
- Торбило В. М. Алмазное выглаживание / В. М. Торбило. – М.: Машиностроение, 1972. – 106 с.
- Коллинз Дж. Повреждение материалов в конструкциях / Коллинз Дж.; [пер. с англ. А. М. Васильева]. – М.: Мир, 1984. – 624 с.
- Школьник Л.М. Методика усталостных испытаний / Л. М. Школьник. М. : Металлургия, 1978. 305 с.

Поступила в редакцию 12.02.2009

Запропоновано методику підвищення опору втоми місць концентрації напружень на тонкостінних валах алмазним вигладжуванням. Встановлено вплив режимів алмазного вигладжування на характеристики поверхневого шару та межу витривалості. Дано рекомендації по визначенню оптимального режиму вигладжування.

The method of diamond burnishing to increase resistance to fatigue in the places with tension concentration on the thin-walled shafts is described. The influence of diamond burnishing modes on the surface layer characteristics and endurance limit is established. The recommendations to define the optimum burnishing mode are given.

УДК 621.92

### В. В. Петрыкин, Р. Я. Петрыкина

# ИЗМЕНЕНИЕ ТОНКОЙ СТРУКТУРЫ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ ПРИ ШЛИФОВАНИИ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ ПОД ДЕЙСТВИЕМ ТЕПЛОВОГО ФАКТОРА

В работе представлены результаты исследования влияния теплового фактора при шлифовании титановых сплавов на изменение тонкой структуры поверхностного слоя.

Температура, возникающая в зоне резания, оказывает значительное влияние на тонкую структуру (микронапряжения, размер блоков, плотность дислокаций) обрабатываемых металлов.

Для определения микроискажений II рода и размеров блоков шлифованная поверхность и эталоны титановых сплавов с  $\alpha, \alpha + \beta$  и  $\beta$  – структурами исследовались в медном излучении в камерах РКД и КРОС-1 на рентген установке УРС5ОН с автоматической записью.

Под микронапряжением обычно понимают напряжения, которые уравновешиваются в объеме отдельных кристаллов или частей кристаллов (мозаичных блоков). Расчет их основан на представлении о том, что они связаны с неоднородной упругой деформацией кристаллов и, как следствие этого, с закономерным неоднородным изменением межплоскостных расстояний.

При наличии микронапряжений (напряжений II рода) каждая система атомных плоскостей вместо строго определенного межплоскостного расстояния «*a*» имеет межплоскостные расстояния, лежащие в пределах  $a \pm \Delta a$ . Величину микронапряжений оценивают по величине относительной деформации (микродеформации)  $\Delta a_{\text{max}} / a$ .

Соответственно значениям  $a \pm \Delta a_{max}$  соответствуют углы  $\theta$  ( $\theta$  — угол скольжения пучка лучей по отношению к отражающей плоскости), которые для каждой из систем атомных плоскостей будут лежать в интервалах значений  $\theta \pm \Delta \theta_{max}$ , что приводит к расширению на рентгенограмме и тем большему, чем больше будут максимальные значения  $\Delta \alpha$  и  $\Delta \theta$ ).

Перед съемкой эталоны подвергались отжигу в вакууме в течение часа при следующих температурах; сплавы с  $\alpha$  структурой при 750 °C, сплавы  $\beta$  и  $\alpha + \beta$  структурами при 800 °C с последующим охлаждением с печью.

Результаты рентгенографических исследований тонкой кристаллической структуры шлифуемых материалов (Д – размер блоков мозаики, ρ – средняя плотность дислокаций, Δ а/а – микронапряжения) в зависимости от характеристики абразивного инструмента и режимов шлифования указывают на изменение физико-механического состояния поверхностного слоя обрабатываемого материала.

При глубине шлифования до 3.10<sup>-5</sup> м (температура в зоне резания детали и круга увеличивается до 600 °С) наблюдается интенсивный рост микронапряжений и измельчение блоков (рис. 1).

С повышением глубины резания свыше  $3 \cdot 10^{-5}$  м повышается температура в зоне резания до температур отжига титановых сплавов, а интенсивность роста микронапряжения и измельчения блоков снижается.

Изменение условий шлифования оказывает влияние на степень наклепа поверхностного слоя (рис. 2, *a*), а, следовательно, и на величину микронапряжений, размер блоков и плотность дислокаций.

Наклеп поверхностного слоя ведет к образованию большого количества поверхностей сдвига, к дроблению мозаичной структуры, что повышает плотность дислокаций и одновременно порождает упругие искажения кристаллической решетки, создавая многочисленные препятствия перемещению дислокаций (рис. 2, *б*).

Величина  $\Delta a / a$  растет с увеличением наклепа, но интенсивность этого роста замедляется при степени наклепа более 25s30%. Увеличение скорости детали оказывает незначительное влияние на измельчение блоков.

Упрочнение (наклеп) поверхностного слоя при шлифовании обусловлено, в основном, упругим взаимодействием подвижных дислокаций с дислокациями, накопленными в материале в результате процессов деформации при шлифовании.

Насыщение обрабатываемого материала дислокациями в основном заканчивается при достижении степени наклепа порядка 25-30%.

Максимальная плотность дислокации достигала (при шлифовании титановых сплавов с  $\beta$  – структурами) критической величины 9·10<sup>12</sup> (глубина резания 5·10<sup>-5</sup> м, скорость резания 30 м/с, скорость детали 0,2 м/с), а это может стать источником возникновения микротрещин в поверхностном слое обработанной детали и повлиять на качество изделия.

© В. В. Петрыкин, Р. Я. Петрыкина, 2009



**Рис. 1.** Влияние глубины резания и контактной температуры на характеристики тонкой структуры сплава BT15 (*D*·10<sup>-9</sup> м – размер блоков,  $\frac{\Delta a}{a}$  – микронапряжения II рода, *t* – глубина резания, *T* – температура)



**Рис. 2.** *а* – зависимость характеристик тонкой структуры сплава ВТ15; *б* – зависимость характеристик тонкой структуры сплава ВТ15, шлифованного на разных режимах, от степени наклепа (*D*·10<sup>-9</sup> м – размер блоков,  $\frac{\Delta a}{a}$  – микронапряжения II рода;  $H_{\mu}$  – микротвердость, *N* – степень наклепа)

### Перечень ссылок

- Лысак Л. И. Вопросы физики металлов и металловедения / Л. И. Лысак. М. : Изд-во АН СССР, 1954. – Вып. 5. – 45 с.
- Ван Бюррен. Дефекты в кристаллах / Ван Бюррен. – М.: Изд-во Иностранной литературы, 1962. – 433 с.
- Фридель Л. Дислокации / Л. Фридель. М. : Мир, 1967. – 534 с.
- Уманский Я. С. Рентгенография металлов и полупроводников / Я. С. Уманский. – М. : Металлургия, 1969. – 303 с.
- Горелик С.С. Рентгенографический и электронномикроскопический анализ / С. С. Горелик, Л. П. Расторгуев, Ю. А. Скаков. – М.: Металлургия, 1970. – 146 с.

- Чечулин Б. Б. Титановые сплавы в машиностроении / Б. Б. Чечулин, С. С. Ушков ; под ред. Г. И. Капырина. – Л. : Машиностроение, 1977. – 248 с.
- Бородкина М. М. Рентгеноструктурный анализ текстуры металлов и сплавов / М. М. Бородкина, Э. Н. Спектор. – М. : Металлургия, 1981. – 271 с.
- Прикладная рентгенография металлов. Всесоюзная научно-техническая конференция по прикладной рентгенографии металлов : тезисы докладов. – Л., 1986.
- Суворов А. Л. Структура и свойства поверхностных атомных слоев металлов / А. Л. Суворов. М. : Энергоатомиздат, 1990. 294 с.

Поступила в редакцию 10.10.2008

В роботі представлено результати досліджень впливу теплового фактору при шліфуванні титанових сплавів на зміну тонкої структури поверхневого шару.

The article provides findings of the study of heat influence on changes in a fine structure of a surface layer of titanium alloys when grinding.

УДК 621

Michai Styp-Rekowski, Dariusz Ozimina

# ENLARGEMENT OF PRODUCTION METHODS SET BY NON-TRADITIONAL HYBRID MACHINING METHODS

The article focuses on possible combinations and reference divisions of metal machining in simple and hybrid methods, as well as in conventional and non-conventional methods of impacting materials. Characteristic features of both method groups are described, with trends of their development shown.

Based on the findings as well as on the nature and mechanism of electric-spark alloying, the machining modes have been developed to make it possible to obtain new properties of surface layers. Those technological methods may be quite progressive in manufacturing various machinery elements such as gas turbine components.

### Introduction

Dynamic development of technosphere generates essential progress in production techniques. In this progress one can distinguish two main stream. First of them consist in improvement of well-known technologies, increasing their rate production and accuracy. It is possible first of all thanks to applying greater values of machining parameters (as an result of better tools using), and also constans improvement of machine-tools constructional solution, as well their geometric structure as control.

Second, mentioned main stream of production techniques progress is realized through extensive using of new technologies and hybrid processes, in actual knowledge level admited as non-traditional ones. This trend enable to extend of machined materials set, including materials which are almost unworkable or simply unworkable by means of traditional production methods.

In this paper some hybrid machining methods, in which concentrated energy carriers are applied, were identified. These ones of them, which can be suitable in progressive technologies of gas turbine elements production are indicated.

### Non-traditional hybrid machining methods

As a hybrid process of machining one accept such maching method in which different or different way generated energy forms are simultaneously (in one technologic cut) influence on machined material [6].

In machining process, in which concentrated energy carrier is the tool, onto workpiece acts energy existing in four forms:

- mechanical,
- electric,
- thermal,
- chemical.

Below, in the Table 1 there are compiled different configuration of energy form existing in hybrid machining methods. Presented setting-up is exemplary and it should be accepted as developmental.

Dominant	Assist energy forms					
energy forms	mechanical	electric	thermal	chemical		
mechanical	USAM, AWJM	ECH	cutting with point-wise heating	explosive methods		
electric	AMM, BEDMM		EDM, ESA	ECM, CEPT		
thermal	EDUM			PVD group		
chemical	ECAFM. ECG	ECP, ECM-M	SLS, CVD group			

**Table 1.** Exemplary hybrid machining methods by means of contcentrated energy carriers for varied association of energy forms

Description of used acronyms:

USM – Ultrasonic Abrasive Machining, AWJM – Abrasive Water Jet Machining, ECH – Electro Chemical Honing, AMM – Abrasive Mechanical Machining, BEDMM – Brush Electro Discharge Mechanical Machining, EDM – Electro Discharge Machining, ESA – Electro Spark Alloying, ECM – Electro Chemical Machining, CEPT – Combined Electro Physical Treatment, EDUM – Electro Discharge Ultrasonic Machining, PVD – Physical Vapour Deposition group of treatment, ECAFM – Electro Chemical Abrasive Flow Machining, ECG – Electro Chemical Grinding, ECP – Electro Chemical Polishing, ECM–M – Electro Chemical Milling, SLS – Selective Laser Sintering, CVD–- Chemical Vapour Deposition group of treatment.

© Michai Styp-Rekowski, Dariusz Ozimina, 2009

Division on dominant and assist energy forms which act onto workpiece could be subjective and additional it depends on recived measure: quantitative or qualitative. Some of mentioned in Table 1 manufacturing processes will not happen without aid and other-will be very slowly, however all of them there are numbered among hybrid processes.

Moreover, one can see that in number of machining cases cited in Table 1, during processes more than two energy forms can overlap, this way created complex hybrid machining method, e.g. electrochemical milling (*ECM-M*).

In some metods of machining by concentrated energy carriers also energy in two forms takes advantage, e.g. in laser beam machining (LBM) – electric and thermal or in ion beam machining (IBM) – electric and chemical, however in these methods only one form directly acts onto workpiece so, in above mentioned meaning, they are not include among hybrid machining methods. These methods do not satisfied a condition of simultaneousness acting on machined surface two form of energy. Energy in one form is transformed into other one and then, in changed form acts on workpiece. However, they could be non-traditional methods.

On actual knowledge level it is not possible to indicate hybrid machining method for all mentioned in the Table 1 associations of energy forms, but it does not mean that such machining methods are not potential possible. On the ground of literature messages one can find only that currently there are not conduct researches over them. In futer, when such needs and possibilities will appear they probably will invent. In initial stage of their existing, they will include into the group of non-traditional hybrid machining processes. Such formulation of hybrid machining methods classification caused situation that their set is still open. Development of this type of methods one can observe on the ground of numerous literature source. Their authors especially examine following problems of hybrid machining methods:

- designing of improve machine-tools,

- working out and optimization of manufacturing processes,

- maintenance: production with using of above mentioned machines and processes.

Other possible criterion of division of hybrid manufacturing methods by concentrated energy carrier can be erosion source which generates change of workpiece shape, taking also into consideration surrounding of machining. In the Table 2 examples of machining methods, divided using this criterion, are compiled.

Division machining methods into traditional or non-traditional ones (conventional or unconventional, typical or untypical) is decidedly less visible than mentioned above (simply or hybrid). In literature concern this problem, e.g. [4, 6, 9] there are not nontraditional machining univocal definition. In consideration of observed rapid manufacturing techniques development, include particular method as non-traditional has not argumented. Progress of defined machining method causes situation that such method is more and more productive and often and often use in production. This way, it practical disposes its unconventional character.

The representative example of such rapid evolution of machining methods could be electro-erosive machining, especially in plastic moulds and gas turbines (blades) production.

Machining method	Erosion source, main parameters	Basic character of machining process	Machining surroundings			
LBM	stream of photons $(10^310^6)$ W/cm <sup>2</sup>	thermal (800012000) K	air			
EBM	stream of electrons (10 <sup>3</sup> 10 <sup>9</sup> ) W/cm <sup>2</sup>	thermal (30008000) K	vacuum			
IBM	stream of ions (1005000) eV	chemical/physical (373673) K	vacuum			
WJM, FJM	high-pressure water (fluid) jet	mechanical (10700) MPa	air			
AWJM, ASJM	abrasive and water (suspension) jet	mechanical (10700) MPa	air			
Description of other used acronyms:						

Table 2. Characteristic features of jet-erosive machining methods, acc. to [3]

LBM – Laser Beam Machining, EBM – Electron Beam Machining, IBM – Ion Beam Machining, FJM – Fluid Jet Machining, ASJM – Abrasive Suspension Jet Machining

# Electro-spark alloying – example of hybrid machining methods

One of example of hybrid method in which machining is realized by concentrated energy carrier is electro-spark alloying (ESA). It is method included to type of partial meltings ones [2]. The most important phase of surface layer (SL) generating is begining stage – process initiation, connected with plasma production, coming into existence of electron and ion currents and other concomitant phenomena.

After supply system switching on, intensification of electric field intensity and contact initiation between electrodes (workpiece [-], tool [+]) following as result of jump of so-called «precursor»,.. It causes gaseous ionization in contact area and in consequence of this – flow of electrons stream. Secondary effect of electro-spark discharges is inertial heat occuring. Existing in this process unbalance plasma and connected with plasma: ions, electrons and photons beams, create area in which transfer of materia (metal atoms and electric charge) is performed [8]. The most essential factors existing in described process of coating creating by ESA are shown in Fig. 1.



Fig. 1. Essence of shaping and modification of SL in ESA process: 1 – material of base (cathode), 2 – working electrode (anode), 3 – created layer with expected operational features, 4 – plasma, 5 – diffusive or reactive-diffusive zone, 6 – nearer surroundings (shielding gas), 7 – further surroundings (air), 8 – electrode holder with channels for supplying gas; IR – infrared radiation, UV – ultraviolet radiation, *f* – frequency of vibration, ω – rotational speed [7]

As result of described above phenomena, transfer of material from electrode  $(M_1)$  to base material of workpiece  $(M_2)$  is going on. This way reactive or reaktive-diffusive zone with the structure  $xM_1 * \% yM_2^*$ is created. In volume of created layer exist also admixture components and on its surface oxidated form of this zone:  $xM_1 \% yM_2 \% O_x$  [8].

Modificated SL in effect of useful introducing atoms (particles) of some metals (or other matters) can be characterized by new properties changed in expected direction. It is important that features can be changed in precisely limited area. This way, it is possible machining of edge of turbine blade (not all its surface) or places of bearing fitting (not whole shaft).

According to the needs, it is possible to coat oneor (more often) multicomponent covers. It is also possible to coat multilayer covers, in which individual layer assures defined features thanks to them can characterize by features impossible to obtain by other methods [5, 7].

Operational features of coatings covered by ESA can be improve by following treatment by other techniques, e.g. laser treatment. In effect of such machining sequence, one can obtain surfaces with e.g.: greater hardness, more corrosion or/and fatigue resistant and more hermetic [1].

### Directions of hybrid methods development

On the ground of conducted analyse, one can identify the two basic directions of development. First of them concern expansion of hybrid machining by concentrated energy carriers on special materials, such e.g.: composites, sandwiches, special alloys. In this group of researches following scientific problems are essential (the most often discussed):

- increasing rate of production and resulting accuracy,

 consideration of surface layers and their surface geometric structure features,

- optimization of manufacturing parameters and conditions.

Second direction of development leads to design new, very interesting production techniques. As an example could be abrasive flow machining (AFM). During this type of machining individual phenomena resulting different energy form (mechanical, chemical and electric) mutually put on what generate synergetic reactions. Improvement of this method consist mainly on optimization of composition and properties of working paste.

### References

- Antoszewski B. Ti and Mo Coatings Covered by means of Electro Spark Alloying / B. Antoszewski, N. Radek. – Welding Review. – N 8-10/2002.
- Burakowski T. Engineering of Metal Surfaces / T. Burakowski, E.Roliński. – Wierzchoń T. WNT Warszawa (Poland). – 1995 (in Polish).
- Gołąbczak A. Selected Problems of JET Shaping. Proceedings of VI<sup>th</sup> Conference EM 2000 (Electromachining) / A. Gołąbczak, J. Kozak. – Academy of Technology and Agriculture Publishers, Bydgoszcz (Poland). – 2000. – P. 43– 64 (in Polish).
- Groover M.P. Fundamentals of Modern Manufacturing. Materials, Processes and Systems / M. P. Groover. – Prentice-Hall Inc. – New Jersey (USA). – 1996.

- Musiał J.Geometrical Structure of Surface Generated by Erosive Methods. Proceedings of VII<sup>th</sup> Conference EM'03 (Electromachining) / J. Musiał, M.Styp-Rekowski. – Academy of Technology and Agriculture Publishers. – Bydgoszcz (Poland). – 2003. – P. 253–260 (in Polish).
- Oczośњ K. E. Nature, Importance and Development of Hybrid Metal Removal Processes. Scientific Publications of Academy of Technology and Agriculture 225, serie : Mechanics / K. E. Oczoś.њ – Bydgoszcz (Poland), 2000. – N 46. – P. 135–144 (in Polish).
- 7. Ozimina D. Modification of Surface Layer

Features by means of Electro Discharge Machining / D. Ozimina , N. Radek , M. Styp-Rekowski // Archive of Machine Technology and Automatization, Poznań (Poland). – 2004. – N 24 (2). – P. 229–238 (in Polish).

- Ozimina D. Antiwear Surface Layers Forming by means of Electro-Spark Alloying. In: Styp-Rekowski M.(edit.) : Some Problems of Machining by Concentrated Energy Carrier / D. Ozimina , H. Scholl, M. Styp-Rekowski // Bydgoszcz Scientific Association Publishers. – Bydgoszcz (Poland) 2003. – P. 104–110 (in Polish).
- Ruszaj A. Non-conventional Methods of Machines and Devices Elements Production / A. Ruszaj. – Institute of Cutting Publishers, Krakyw (Poland) (in Polish).

Поступила в редакцию 21.08.2008

В представленной статье описаны возможные комбинации, образцовые деления механической обработки металлов в простых и гибридных методах, в традиционных и нетрадиционных способах влияния на материал. Описаны характерные черты для групп обоих методов и тенденций их развития.

По результатам анализа природы и механизма обработки электроискровым легированием получены режимы нового качества поверхностных слоев. Эти технологические методы могут быть достаточно прогрессивными в производстве многих элементов машин, например, деталей газовых турбин.

У представленій статті описано можливі комбінації, зразкові розділення механічної обробки металів у простих та гібридних методах, у традиційних і не традиційних технологічних способах впливу на матеріал. Описано характерні риси для груп обох методів та тенденції їх розвитку.

За результатами аналізу природи і механізму обробки електроіскровим легуванням отримано режими нової якості поверхневих шарів. Ці технологічні методи можуть бути достатньо прогресивними у виробництві багатьох елементів машин, наприклад, деталей газових турбін.

## УДК 621.669.018.4

### Ю. С. Кресанов, А. В. Богуслаев, А. Я. Качан, А. А. Войтенко

## ТЕХНОЛОГИЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ПРУТКОВ КРУГЛОГО ПРОФИЛЯ ИЗ ЖАРОПРОЧНЫХ СПЛАВОВ

В работе разработаны основы профилирования (калибровки) валков и технология изготовления прутков круглого профиля из жаропрочных сплавов.

#### Постановка проблемы и ее связь с практическими задачами

Отраслевыми стандартами предусмотрена прокатка прутков круглого профиля из жаропрочных сплавов диаметром до 20 мм. Однако, металлургическая промышленность прутки меньшего диаметра не выпускает, что связано со спецификой материала и малой их партионностью.

Для изготовления деталей авиадвигателя необходимы прутки с круглым профилем меньшего диаметра, применение которых уменьшает расход дорогостоящего материала и снижает трудоемкость их производства.

Значительный за последнее время рост цен на стали и сплавы, в том числе на жаропрочные, привел к тому, что составляющая затрат на материалы в производстве авиационных двигателей увеличилась в 2 раза, достигнув 60% [1]. Поэтому снижение себестоимости производства авиационных двигателей является актуальной и важной проблемой повышения их конкурентоспособности на мировом рынке.

Цель работы — разработка и исследование технологии изготовления прутков круглого профиля малых диаметров из жаропрочных сплавов.

#### Содержание и результаты исследований

Работы, связанные с разработкой технологии изготовления прутков круглого профиля малого диаметра методом прокатки из жаропрочных сплавов ХН77ТЮР, ХН73МБТЮ, ХН60ВТ, ХН38ВТ и др., выполнялись на существующем на ОАО «Мотор Сич» непрерывном трехпарном прокатном стане 280 [2]. Экспериментальные исследования разработанной технологии были направлены на определение ее рациональных параметров при изготовлении наиболее распространенных прутков диаметром 16,5; 14,5 и 12,0 мм, применяемых в процессе производства различных деталей авиационных ГТД, в том числе и рабочих лопаток компрессора.

Профилирование валков для указанных профилей проводили по схеме овал-круг (рис. 1, схема I). Несмотря на имеющиеся недостатки принятой схемы, связанные с малыми вытяжками (отношение длины прутка до прокатки к длине прутка после прокатки), которые составляют 1,3.....1,4; неравномерностью деформации по ширине профиля в овальном и круглом калибрах; неустойчивостью овала в круглом калибре; склонностью к образованию поверхностных дефектов в круглом калибре даже при незначительном избытке металла, выбранная схема наиболее приемлема для прокатки жаропрочных сплавов. В профилях, полученных прокаткой по принятой схеме, отсутствуют наведенные напряжения (чему способствуют форма калибров, обеспечивающая плавный переход одного профиля в другой, и равномерное охлаждение профиля после прокатки).

В практике существует несколько вариантов калибровки валков по схеме овал-круг (см. рис. 1) [3]. В случае применения исходного профиля, как наиболее экономичного и выгодного (круглые профили большего диаметра поставляются металлургической промышленностью), рассмотрим два правых ряда рис. 1. В варианте II применяются плоские овалы, облегчающие его удержание при задаче в круглый калибр, но при этом увеличивается неравномерность деформации. В вариантах III-IV может образовываться заусенец



Рис. 1. Разновидности калибровки валков по схеме овал-круг

© Ю. С. Кресанов, А. В. Богуслаев, А. Я. Качан, А. А. Войтенко, 2009

даже при незначительном переполнении круглого калибра. С учетом этого, профилирование валков проводилось по варианту I (см. рис. 1).

Калибровка валков проводится для каждого диаметра профиля в следующей последовательности: круг 20 мм прокатывали на круг 16,5 мм, круг 16,5 — на круг 14,5 мм и круг 14,5 — на круг 12,0 мм.

Калибровка валков рассчитывалась по средней, горячей величине диаметра с учетом допуска:

$$d_{o\,cp\,c} = \left(d_{o} + \frac{d_{o}^{\beta} + d_{o}^{H}}{2}\right) \cdot \left(1 + \alpha \cdot t\right), \qquad (1)$$

где *d*<sub>0</sub> – номинальный диаметр профиля;

 $d_{o}^{\theta}$ ,  $d_{o}^{H}$  – диаметр профиля соответственно по верхнему и нижнему пределу допуска;

 $\alpha$  — коэффициент линейного расширения при температуре прокатки. (При нагреве сплава ХН77ТЮР до температуры 1000 °С  $\alpha$  = 16,8·10<sup>-6</sup>);

*t* – температура прокатываемого металла.

Вытяжку между овалом и последующим кругом определяем с помощью метода описанных прямоугольников (рис. 2) [3].

Так как черновые круглые калибры в нашем случае не применяются, то считаем, что круглый калибр заполнен полностью и его площадь составляет

$$F_o = \frac{\pi}{4} \cdot A_{on}^2 \,, \tag{2}$$

где  $A_{on}^2$  — диаметр исходной круглой заготовки с учетом выражения (1).

Тогда площадь предчистового овала будет [3]:

$$F_1 = \frac{1}{3} \cdot b_{on} \cdot h_{on} \left(2 + \frac{m}{h}\right) = \frac{1}{3} \cdot b \cdot h \left(2 + \frac{m}{h}\right), \quad (3)$$

а площадь второго (круглого) калибра (также при условии его полного заполнения):

$$F_2 = \frac{\pi}{4} \cdot d_{on}^2. \tag{4}$$

Тогда вытяжка в первом (овальном) и втором (круглом) калибрах, соответственно, определяется по формуле:

$$\mu_1 = \frac{F_o}{F_1}, \qquad \mu_2 = \frac{F_1}{F_2},$$
(5)

где  $\mu_1$ ;  $\mu_2$  – вытяжка, соответственно, в первом и втором переходах, а их отношение, соответственно:

$$\frac{\mu_1}{\mu_2} = \frac{F_o \cdot F_2}{F_1^2} \,. \tag{6}$$

С учетом выражений (3.....5) после преобразования постоянных величин выражение (6) примет вид:

$$\frac{\mu_1}{\mu_2} = 5{,}55 \frac{(A_{on} \cdot d_{on})^2}{\left[b \cdot h \cdot \left(2 + \frac{m}{h}\right)\right]^2}.$$
(7)

Отношение вытяжек в калибрах сложной формы можно считать равными  $K_{\Delta b} \cdot K_{\phi}$ , которое получилось бы при прокатке не фактического профиля, а описанных прямоугольников:

$$\frac{\mu_1}{\mu_2} = K_{\Delta b} \cdot K_{\phi} \,, \tag{8}$$

где  $K_{\Delta b}$  — коэффициент относительных уширений;

 $K_{\phi}$  – коэффициент форм.

$$K_{\Delta b} = \left(\frac{A_{on} \cdot d_{on}}{b \cdot h}\right)^2.$$
(9)



Рис. 2. Схема метода описанных прямоугольников для определения вытяжек в системе овал-круг

С учетом (9) отношение вытяжек (7) примет вид:

$$\frac{\mu_1}{\mu_2} = 5{,}55 \frac{(A_{on} \cdot d_{on})^2}{\left(2 + \frac{m}{h}\right)^2} \,. \tag{10}$$

Приняв  $K_{\Delta b} = 1$  (так как переполнение калибра недопустимо) из выражения (8) с учетом (10), получим коэффициент формы калибра:

$$K_{\phi} = \frac{5,55}{\left(2 + \frac{m}{h}\right)^2},$$
 (11)

где  $\frac{m}{h}$  — степень притупления овала, определяемая по графику [3, рис. 210] в зависимости от

мая по графику [5, рис. 210] в зависимости ог диаметра получаемого круга (16,66 и 14,63 мм).

На основании известных зависимостей (2 и 4) по выражению (6) с учетом (11) окончательно определяем площадь овала:

$$F_{1} = \left(2 + \frac{m}{h}\right) \sqrt{\frac{F_{o} \cdot F_{2}}{5,55}} .$$
 (12)

Окончательно определяем размеры предчистового овала (рис. 3) [3].

Высоту

$$h = 0.95d - \frac{D-d}{2D} \left( \sqrt{R_{\kappa}(D-d)} - \frac{D-d}{2f} \right), \quad (13)$$

где *D* – средний диаметр исходной заготовки в горячем состоянии;

*d* – диаметр окончательного профиля (после овального калибра в горячем состоянии);

 $R_{\kappa}$  — катающий радиус [4, выражение 12]; f — коэффициент трения.

Коэффициент трения по преобразованной формуле Экелунда для стальных валков выражается зависимостью:

$$f = K_1 K_2 K_3 (1,05 - 0,0005t) \approx 0.8$$

где  $K_1$ ,  $K_2$ ,  $K_3$  – коэффициенты, учитывающие состояние поверхности материала валков (для стальных  $K_1 = 0,9$ );

влияние скорости прокатки (при скорости прокатки до 2,5 м/с  $K_2 = 0,1$ ) [3, рис. 106];

легирующих элементов прокатываемого материала (для карбидообразующих материалов  $K_3 = 1,6$ ) [3, табл. 6]);

t – температура прокатываемого металла (t = 1000 °C).

Определяем по формулам:

ширину овала: 
$$b = \frac{3F}{h\left(2 + \frac{m}{h}\right)}$$
, (14)

радиус овала: 
$$R = \frac{b^2 + (h-m)^2}{4(h-m)}$$
, (15)

где m = 0, 2h.

После определения параметров овального калибра выполняем проверочный расчет уширения в этом калибре:

$$\Delta b_{OG} = 1.15 \frac{\Delta h}{2H_o} \left( \sqrt{R_K \Delta h} - \frac{\Delta h}{2f} \right), \qquad (16)$$

где  $\Delta h$  — обжатие в овальном калибре, определенное по методу соответственной полосы:

$$\Delta h = \frac{F_o}{A_{on}} - \frac{F_1}{b}; \quad H_o = \frac{F_o}{A_{on}}.$$



Рис. 3. Калибровка валков для прокатки круглого профиля

После определения уширения, в случае переполнения овального калибра, производим уточнение его параметров. Третий (круглый) калибр (см. рис. 3) является калибрующим и его размеры соответствуют размерам второго (круглого) калибра, но только с горизонтальным разъемом валков.

Данные расчета и уточненные значения полученных величин приведены в таблице 1, а на рис. 3 и в таблице 2 — калибровка валков для прокатки прутков диаметрами 16,5; 14,5 и 12 мм.

Важным условием прокатки круглых профилей на непрерывном трехпарном стане 280, обеспечивающем качественное получение сортамента, является установление частоты вращения двигателей (валков), определенной по скоростям движения полосы.

Ввиду наличия опережения, скорости выхода полосы из валков изменяются и не совпадают с частотой вращения валков.

Согласование скоростей производим по выражениям (5.....11) [2].

Для получения необходимой геометрии профиля рассчитанный скоростной режим прокатки может изменяться в пределах  $\pm 10\%$ , а также в пределах  $\pm 0.4$  мм производится настройка по высоте калибра (зазор по буртам).

Так как деформируемые жаропрочные сплавы имеют очень узкий температурный интервал деформации (например для сплавов ХН73МБТЮ он составляет 50 °C), то для получения требуемой структуры, механических свойств и геометрических размеров профиля важно строго выдерживать температуру начала и конца прокатки без ее существенной потери. Именно этим условиям наиболее отвечает стан 280 [2], в котором рабочие пары валков располагаются на близком расстоянии друг от друга, которое между осями соседних пар валков составляет 460 мм. Прокатка каждого размера круга (16,5; 14,5 и 12 мм) выполняется в отдельном комплекте валков и проводок [2, рис. 6] с одного нагрева. Прутки длиной до 3000 мм (ограничения длины вызваны размерами оборудования) нагреваются в электрической печи разработки ОАО «Мотор Сич».

Разработанная калибровка валков и технология используется для изготовления прутков круглых профилей из жаропрочных сплавов XH38BT, XH77MБТЮ, XH68BMTЮК и др.

Металлургические исследования представленного ряда диаметров круглых прутков из жаропрочного сплава XH77TЮР, изготовленных прокаткой при температуре 1120 °С на стане 280, показали хорошие результаты, обусловленные благоприятными термомеханическими условиями пластической деформации. Перед металлургическими исследованиями сплав XH77TЮР проходил термообработку по двум режимам, связанными с различными требованиями к условиям работы крепежных деталей в составе изделия, например, для двигателя TB3-117СБМ по варианту 1, а для двигателей АИ-25ТЛ и Д436 — по варианту 2 (табл. 2).

Механические свойства (длительная и кратковременная прочности при высокой температуре) изготовленных прокаткой круглых прутков свидетельствуют о их преимуществе по сравнению с нормами стандарта поставщика (табл. 3, 4).

Сравнительные исследования длительной прочности прутков двух плавок, термообработанных по варианту 1, в состоянии поставки (до прокатки — круг диаметр 20 мм) и после прокатки (круг диаметром 16,5 мм) показали существенное увеличение этого показателя (табл. 5).

Макроструктура всех полученных профилей мелкозернистая, равномерная по всему сечению, что полностью соответствует требованиям, предъявляемым к работоспособности деталей (рис. 4).

Диаметр исходной заготовки, мм		офиля,	Площадь, мм <sup>2</sup>		$K_{\phi}$	Размеры предчистового овала, мм (рис. 3)				ſМ	ММ			
		4	ro npc ,3			уга	pmы,	Выс h	ота 1	Ши В	рина <sub>К1</sub>	Pa <sub>2</sub>	циус ? <sub>1</sub>	yc R <sub>k</sub> ,
Номинальный	Средний	Средний с учетом нагрева	Диаметр получаемо мм +0. -0.	Исходного круга	Овала	Окончательного кр	Коэффициент фо	Расчетный	Фактический	Расчетный	Фактический	Расчетный	Фактический	Катающий радиу
$20^{+1,0}_{-0,5}$	20,5	20,83	16,5	340,6	266,52	211,13	1,05	13,32	13,3	26,15	27,62	18,81	19,7	136,07
$16^{+0,3}_{-0,5}$	16,4	16,66	14,5	217,88	176,8	162,78	1,10	13,72	12,5	18,86	19,81	11,97	11,97	134,16
$14^{+0,3}_{-0,5}$	14,4	14,63	12	168,02	132,7	111,16	1,07	9,7	9,7	18,24	19,6	14,4	14,4	86,66

### Таблица 1 – Параметры калибров валков

ISSN 1727-0219 Вестник двигателестроения № 1/2009

Donwown TO	Bur TO	Режимы ТО				
Бариант ТО	Бид ТО	Температура, °С	Время, час			
1	Закалка	1080	8			
1	Старение	700	16			
2	Закалка	1030	8			
2	Старение	750	16			

### Таблица 2 – Режимы термообработки (ТО) прутков из сплава ХН77ТЮР

### Таблица 3 – Кратковременная прочность прутков из сплава ХН77ТЮР

Dominaumi	Тампаратира	Писанотр	Механические свойства				
ТО	испытания, °С	прутка, мм	Предел прочности σ <sub>6</sub> , МПа	Относительное удлинение, δ, %	Относительное сужение ψ, %		
		16,5	935998	2427,8	36		
	700	14,5	875890	25,628	3236		
1		12,0	960984	2832	36,236,5		
	700	Норма ТУ поставщика	≥ 750	≥15	≥ 20		

Таблица 4 – Длительная прочность прутков из сплава Х	Н77ТЮР
--	--------

Диаметр прутка, мм	Вариант ТО	Температура испытания, °С	Приложенное напряжение, МПа	Время выдержки до разрушения, час		
16.5	1	700	460	123203		
10,5	2	550	800	233237*		
14.5	1	700	460	200		
14,5	2	550	800	328*		
12	1	700	460	143198		
12	2	550	800	261315*		
Нормы по ТУ	1	700	460	≥ 40		
поставщика	2	550	800	≥ 50		
* – образцы сняты с испытания						

Таблица 5 – Сравнительная жаропрочность сплава ХН77ТЮР до и после прокатки

Состояние образца	Температура испытания, °С	Приложенное напряжение, МПа	Условный номер плавки	Время выдержки до разрушения, час
В состоянии поставки (до прокатки)	700	46	1 2	2332 42
Подна прокатки	700	16	1	5066
после прокатки	700	40	2	8194

Микроструктура прутков из сплава ХН77ТЮР представляет собой твердый раствор с карбидным и интерметаллидным упрочнением (рис. 5).

### Результаты работы

Разработаны калибровка валков и технология изготовления прокаткой прутков круглых профилей из жаропрочных сплавов, которые позволили не только формообразовать прутки меньших диаметров, но и обеспечить их высокие механические свойства и качественную структуру, соответствующие высоким требованиям, предъявляемым к работоспособности деталей авиадвигателя (рис.6).

#### Перспективы дальнейших разработок

В связи с дороговизной используемых материалов, целесообразно исследовать потребности авиадвигателестроительной отрасли в прутках диаметром менее 12 мм и, при необходимости, разработать прогрессивную технологию их изготовления.

### Выводы

Разработанные калибровка инструмента и технология изготовления прутков из жаропрочных сплавов диаметром 16,5; 14,5 и 12 мм позволили в 1,5.....2,8 раза снизить расход дорогостоящего материала и существенно уменьшить трудоемкость изготовления деталей авиадвигателя.



Рис. 4. Макроструктура прутков из сплава ХН77ТЮР-ВД, термообработанная по варианту 1(а) и варианту 2(б)





Рис. 5. Микроструктура прутков из сплава ХН77ТЮР-ВД, термообработанная по варианту 1(a) и варианту  $2(\delta)$ ; × 100



Рис. 6. Прутки из жаропрочных сплавов, изготовленные прокаткой

### Перечень ссылок

 Чуйко В. М. «10-й Международный салон «Двигатели-2008» станет крупным событием» / В. М. Чуйко // Новости десятого международного салона «Двигатели-2008». — Издво газеты «Аэромедия». — 2008. — № 1.

- Прогрессивная технология изготовления профильных кольцевых заготовок для авиационных газотурбинных двигателей / [Ю. С. Кресанов, А. В. Богуслаев, А. Я. Качан, А. А. Войтенко] // Вестник двигателестроения. – 2007. – № 1. – С. 116–125.
- Бахтинов Б. П., Штернов М. М. Калибровка прокатных валков / Б. П. Бахтинов, М. М. Штернов. – М. : Металлургиздат, 1953. – 783 с.
- Кресанов Ю. С. Аналитическое определение катающего радиуса при прокатке в калибрах с заусенцем / Ю. С. Кресанов, А. В. Богуслаев, А. Я. Качан // Вестник двигателестроения. – 2006. – № 4. – С. 80–82.

Поступила в редакцию 29.12.2008

У роботі розроблено основи профілювання (калібрування) валків і технологія виготовлення прутків круглого профілю з жароміцних сплавів.

The article sets out the fundamentals of roller contouring/calibration, as well as the technology of manufacturing circular section bars made of heat-resistant alloys.

# УДК 621.9.04:621.7.015

### В. И. Цыпак, В. А. Безкоровайная, П. С. Рыбалкин

# ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ НАДЕЖНОСТИ ОПЕРАЦИЙ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ

Показана отработка методики исследования и оценки показателей технологической надежности операций механической обработки в производственных условиях. Приведен пример расчета технологической надежности.

#### Введение

Для операций технологического процесса комплексной характеристикой качества принято считать технологическую (или параметрическую) надежность [1], т.к. она наиболее широко учитывает технические требования и технологические возможности.

Технологическая надежность — это свойство операции (системы станок, приспособление, инструмент, деталь (СПИД)) обеспечивать требуемые показатели качества обрабатываемых заготовок при соблюдении назначенных режимов резания и условий обработки в течение определенного времени. Если хотя бы один из параметров качества не будет обеспечиваться, то наступает технологический или параметрический отказ.

Уровень надежности в значительной степени определяет развитие техники по основным направлениям: автоматизация производства, интенсификация рабочих процессов и транспорта, экономия материалов и энергии. Низкий уровень надежности оборудования вполне может приводить к серьезным затратам на ремонт, длительному простою оборудования, авариям и т.п.

Исследования в этой области актуальны, так как в настоящее время наблюдается быстрое и многократное усложнение машин, объединение их в крупные комплексы. И в случае отсутствия резервирования отказ даже одного ответственного элемента может привести к отказу или сбою в работе всей системы. Поэтому станочное оборудование играет важную роль в надежности всей технологической системы.

Окончательная оценка надежности технологической системы СПИД производится по результатам эксплуатационных наблюдений за техническим состоянием станков в условиях заводов-потребителей. Для получения достоверных результатов необходимо охватить периодическими наблюдениями достаточно большое количество станков одной модели. К наблюдениям привлекают рабочих, обслуживающих станки.

Интегральным показателем параметрической надежности операции принята вероятность безотказной работы  $P_o(n)$  за период обработки *n* 

© В. И. Цыпак, В. А. Безкоровайная, П. С. Рыбалкин, 2009

заготовок при одной настройке или поднастройке. Ее необходимо учитывать во время подготовки производства к выпуску серийной продукции. Вероятность безотказной работы (или коэффициент технологической надежности) по определенному параметру точности рассчитывают по формуле:

$$P_{o}(n) = 0.5 + \Phi \left\{ 3 + \frac{Td}{\sigma_{\Sigma}(n)} \left[ 1 - \frac{1}{K_{T}(n)} \right] \right\}, \quad (1)$$

где  $K_T(n) = \frac{Td}{\Delta_{\Sigma}(n)}$  — коэффициент точности тех-

нологической операции;

 $\Delta_{\Sigma}(n)$  — суммарная погрешность обработки;

 $\sigma_{\Sigma}(n)$  — среднее квадратическое отклонение

суммарной погрешности обработки;

Td — допуск размера d;

*ф* {.....} – функция Лапласа.

Вероятность брака — параметрического отказа:  $P_{\phi}(n) = 1 - P_{\phi}(n)$ .

Цель работы — отработка методики получения информации для оценки статистических характеристик — составляющих суммарной погрешности обработки, необходимых для расчета показателей технологической надежности операций механической обработки.

#### Методика исследований

Для определения коэффициента точности  $K_T(n)$ , суммарной погрешности  $\Delta_{\Sigma}(n)$  и среднеквадратического отклонения суммарной погрешности обработки  $\sigma_{\Sigma}(n)$  необходимо располагать следующими статистическими характеристиками точности на обследуемой операции:

σ<sub>*н*</sub> — среднее квадратическое отклонение погрешности настройки;

 σ – среднее квадратическое отклонение погрешностей при фиксированном значении уровня настройки – погрешностей мгновенного рассеивания;

$$b_1 = \frac{b}{n}$$
 — погрешность, обусловленная смеще-
нием начального уровня настройки, которое приходится на одну обработанную заготовку;

b — смещение, возникающее при обработке *n* заготовок;

 $\sigma_b$  — среднее квадратическое отклонение, характеризующее рассеяние смещений *b*, полученных по результатам *m* выборок;

$$\sigma_{b_1} = \frac{\sigma_b}{n}$$
 — среднее квадратическое отклоне-

ние, обусловленное рассеянием смещений *b*<sub>1</sub> в пределах межнастроечного периода.

Получение статистических характеристик  $\sigma_{H}$ ,  $\sigma$ ,  $b_{1}$ ,  $\sigma_{b_{1}}$  – достаточно сложный и трудоемкий процесс. Существует два пути получения необходимой информации:

 расчетно-табличный, когда необходимую информацию находят по справочной литературе;

 опытно-статистический, когда необходимые статистические характеристики точности обработки получают по результатам экспериментальных исследований в действующем производстве.

Наличие этих характеристик дает возможность определять составляющие суммарной погрешности обработки  $\Delta_{\Sigma}(n)$ .

Суммарную погрешность обработки в начале межнастроечного периода, когда действуют погрешности настройки и погрешности мгновенного рассеяния. В этот момент (когда n = 0) будем иметь поле рассеяния, представляющее собой композицию двух законов распределения (двух составляющих):

$$6\sigma_{\kappa} = \sqrt{(6\sigma_{\mu})^2 + (6\sigma)^2}$$
, (2)

где  $6\sigma_{\mu}$  — поле рассеяния погрешностей настройки;

6 толе мгновенного рассеяния.

Погрешность настройки  $\Delta_{H}$ . При каждой повторной настройке режущего инструмента на требуемый размер невозможно обеспечить одно и то же его положение. Поле рассеяния положений инструмента при настройке составляет погрешность настройки.

При технологических расчетах ориентировочно погрешность настройки  $\Delta_{H}$  можно принять по таблицам [2]. Так, например, для размеров свыше 30...80 мм табличные погрешности настройки:

— для черновой обработки —  $\Delta_{H} = 60.....150$  мкм,

— для чистовой обработки —  $\Delta_{H} = 20$  мкм,

— для тонкой обработки —  $\Delta_{H} = 6$  мкм, — для однократной обработки —  $\Delta_{H} = 25$  мкм.

— для однократной оораоотки —  $\Delta_H = 25$  мкм. Однако табличные значения не учитывают многих факторов реальной настройки и обработки. Поэтому погрешность настройки следует определять на основе опытно-статистических данных. Проведенные экспериментальные исследования погрешностей настройки  $\Delta_{H}$  (по лимбу, упору, эталону и др.) и их анализ показали, что табличные значения погрешностей настройки соответствуют регламентированным только для черновой обработки. Для чистовой и тонкой обработки действительные погрешности настройки, как правило, существенно больше (в 1,5.....2 раза) усредненных табличных.

Погрешность мгновенного рассеяния исследуется опытно-статистическим методом. При этом оценка среднего квадратического отклонения  $\sigma$ находится как методом кривых распределения, так и методом точечных диаграмм. Среднее квадратическое отклонение мгновенного рассеяния определяется по формуле:

$$\sigma = \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^{n} (y_i - \bar{y}_i)^2} , \qquad (3)$$

где *i* = 1, 2, 3, ... ..., *n* – номер обработанной заготовки;

 $y_i = d_i^{o \delta p}$  — измеренное значение размера *i*-ой заготовки;

*y*<sub>*i*</sub> — ордината точки линии регрессии *i*-ой заготовки, определяется по уравнению линии регрессии:

$$y = \alpha + \beta(x_i - \overline{x}), \qquad (4)$$

где α — ордината средней точки линии регрессии;

Смещение начального уровня настройки

 $\overline{x}$  – абсцисса этой же точки;

β – угловой коэффициент.

b = b(n). При обработке, по мере возрастания количества обработанных заготовок, появляется смещение начального уровня настройки. Это происходит, прежде всего, вследствие изнашивания (укорачивания в направлении обрабатываемой поверхности) режущего инструмента (резца). Определение смещения проводится по результатам экспериментальных исследований в производственных условиях. На настроенном станке обрабатываются заготовки. Для исследований берется контрольная выборка объемом *n* штук. Полученные поверхности измеряются с учетом последовательности их обработки. Определяется погрешность каждой обработанной поверхности. Строится точечная диаграмма (откладываются по каждому номеру *i*-ой обработанной заготовки точки, символизирующие величину погрешности), см. рис. 1. По ее данным определяются параметры линии регрессии (линии уровня настройки). Точка пересечения этой линии с осью ординат — начальный уровень настройки —  $y_H$ , а при i = n определяется  $y_\kappa$  конечный уровень настройки.

Смещение начального уровня настройки:

$$b(n) = b = y_{\kappa} - y_{\mu}.$$
<sup>(5)</sup>

Смещение, которое приходится на одну обработанную заготовку:

$$b_1 = \frac{b(n)}{n-1}.$$
 (6)

Погрешность смещений начального уровня настройки. По мере обработки заготовок смещение b для различных резцов будет различным, то есть будет иметь место погрешность смещений начального уровня настройки. При исследовании погрешностей смещений b использовали m резцов и, соответственно, получили m контрольных выборок. Так как скорость изнашивания каждого экземпляра режущего инструмента различная, то величина смещений является случайной. Среднее квадратическое отклонение  $\sigma_{b_l}$ , обусловлен-

ное рассеянием смещений *b*<sub>1</sub>, определяется по формуле:

$$\sigma_{b_{\rm l}} = \sqrt{\frac{1}{m-1} \sum_{j=1}^{m} (b_{\rm l\,j} - \overline{b_{\rm l}})^2} \,, \tag{7}$$

где *j* = 1, 2, 3, ... ..., *m* – номер контрольной выборки; *b*<sub>1*j*</sub> – смещение начального уровня настройки, зафиксированное в *j*-ой выборке;

 $\overline{b_l}$  — среднее значение смещений для *m* выборок.

После того как будет получено *m* контрольных выборок и при этом в каждой выборке обработано *n* заготовок, первоначальное поле рассеяния размеров увеличится на величину  $6\sigma_b = 6\sigma_{b_1} \cdot n$ , и тогда суммарное поле рассеяния будет определяться как геометрическая сумма:

$$6\sigma_{\Sigma}(n) = \sqrt{(6\sigma_k)^2 + (6\sigma_{b_1} \cdot n)^2}$$
 (8)

Получив оценки статистических характеристик, можно рассчитать суммарную погрешность обработки (изложенный метод позволяет выполнить расчет погрешности на момент обработки любого количества заготовок):

$$\Delta_{\Sigma}(n) = 3\sigma_{\kappa} + b_{1} \cdot n + 3\sigma_{\Sigma}(n) .$$
(9)

### Результаты исследований

После сбора статистических данных (получены протоколы измерений координатного размера обрабатываемых заготовок 10 выборок по 20 штук в каждой) и их математической обработки получены точечные диаграммы погрешностей длиннового (координатного) размера, рис. 1.

Результаты исследований по определению составляющих суммарной погрешности обработки и расчета показателей технологической надежности приведены в таблице 1 и на рис. 2 и рис. 3.



Рис. 1. Точечная диаграмма

№ п/п	Коли- чество	Td,	Сос с <u>ч</u> погр	Составляющие суммарной огрешности, мм				Расчетные значения							
j	деталеи <i>n<sub>j</sub></i>	мм	$\sigma_{H}$	σ	$b_1$	$\sigma_{b1}$	σ <sub>κ</sub> , <i>мм</i>	b <sub>1</sub> п, мм	$\sigma_{\Sigma}(n),$ MM	$\Delta_{\Sigma}(n),$ <i>MM</i>	$K_T(n)$	$t_j$	$\Phi(t_j)$	$P_o(n)$	$P_{\delta}(n)$
1	20							0,0571	0,0176	0,1565	3,1958	22,5682	0,5	1	0
2	40							0,1141	0,0225	0,2282	2,1906	15,0938	0,5	1	0
3	60		+			+	5	0,1712	0,0289	0,3045	1,6422	9,7761	0,5	1	0
4	80	0,5	002	,015	0020	000	0150	0,2282	0,0359	0,3828	1,3063	6,2620	0,5	1	0
5	100		0	0	0	0	0	0,2853	0,0434	0,4621	1,0819	3,8729	0,4999	0,9999	0,0001
6	120							0,3423	0,0510	0,5421	0,9223	2,1747	0,4852	0,9852	0,0148
7	140							0,3994	0,0588	0,6224	0,8033	0,9169	0,3204	0,8204	0,1796

Таблица 1 — Составляющие суммарной погрешности обработки и результаты расчетов

Примечание: t<sub>i</sub> – аргумент функции Лапласа, см. формулу (1).



Рис. 2. Схема зависимости суммарной погрешности от количества обработанных заготовок

Из схемы рис. 2 видно: если выполнить настройку таким образом, что нижняя граница поля рассеяния  $\omega_{\kappa} = 6\sigma_{\kappa}$  совпадает с нижней границей поля допуска *Td*, то запас точности на размер *d* в начале межнастроечного периода будет равен  $\Delta T(n) = Td - 6\sigma_{\kappa}$ , а коэффициент точности  $K_T(n)$  имеет максимальное значение. Это приведет к увеличению продолжительности межнастроечного периода. Зависимость среднего значения смещений начального уровня настройки b(n)от количества обработанных заготовок на схеме показано линией 5, а закон рассеяния этих смещений характеризует кривая 3.

Изменение запаса точности  $\Delta T(n)$ , на схеме изображено линией 2. Эта же линия характеризует зависимость максимальной суммарной погрешности  $\Delta_{\Sigma}(n)$  от количества обработанных заготовок. Точка A пересечения этой линии с верхней границей поля допуска Td свидетельствует о том, что  $K_T(n) = 1$  и  $\Delta T(n) = 0$  и при дальнейшей обработке, т. е. при n > [n], появляются отказы по точности. Следовательно, установкой допустимого количества обработанных заготовок [n]можно регламентировать продолжительность межнастроечного периода и исключить контроль точности обработки.

На рис. 3 представлены графики зависимостей  $K_T(n)$  и  $P_o(n)$  от количества обработанных заготовок.



**Рис. 3.** Графики зависимостей коэффициента точности (*a*) и вероятности безотказной работы (*б*) от количества обработанных заготовок

Выводы

1. Исследования по определению статистических характеристик  $\sigma_n$ ,  $\sigma$ ,  $b_1$ ,  $\sigma_{b_1}$  позволяют определить продолжительность межнастроечного периода и рассчитать коэффициент надежности технологической операции  $P_o(n)$ . В исследуемой операции продолжительность межнастроечного периода n = 110 заготовок, а коэффициент надежности  $P_o(n = 110) = 0,9984$ .

2. При исследовании всех операций механической обработки, выполняемых на технологической линии, информация о параметрической надежности позволит:

 выявить операции с показателями наименьшей надежности;

 установить параметры, которые обеспечиваются с минимальной надежностью в пределах операции;

 провести комплекс инженерно-технических мероприятий, направленных на повышение параметрической надежности;

 – регламентировать периодичность процедур поднастройки режущих инструментов;

 исключить операционный контроль качества обработанных заготовок в пределах межнастроечного периода.

### Перечень ссылок

- 1. Проников А.С. Надежность машин / А.С. Проников. – М.: Машиностроение, 1978. – 592 с.
- Справочник технолога-машиностроителя. Т. 1 / [под ред. А. Г. Косиловой и Р. К. Мещерякова]. – М. : Машиностроение, 1985. – 656 с.

Поступила в редакцию 26.01.2009

Показано відпрацювання методики дослідження та оцінки показників технологічної надійності операцій механічної обробки у виробничих умовах. Наведено приклад розрахунку технологічної надійності.

The article shows the way to streamline the technique of research and estimation of technological safety of machining operations in manufacture conditions. An example of technological safety calculation is given.

УДК 621.452

## В. А. Леонтьев, С. Д. Зиличихис, Н. В. Сахнюк

# ПОВЫШЕНИЕ РЕМОНТОПРИГОДНОСТИ РАБОЧИХ ЛОПАТОК КВД

Рассмотрен один из методов ремонта хвостовиков рабочих лопаток компрессоров типа «ласточкин хвост».

Хвостовики рабочих лопаток компрессора являются высоконагруженными элементами конструкции лопатки. В процессе эксплуатации на них действуют динамически изменяемые нагрузочные параметры (амплитуда взаимных перемещений, реальное давление в контакте, температура, частота колебаний). Кроме того, они подвержены коррозии из-за различной влажности воздуха, температуры, скорости потока воздуха и попаданий воды. Эти и другие факторы, прежде всего, влияют на состояние поверхностного слоя рабочих поверхностей хвостовика, а от их состояния зависит долговечность лопатки в целом.

Технологический процесс изготовления лопаток компрессора предусматривает окончательную отделочную обработку хвостовиков — ультразвуковое упрочнение, которое значительно снижает уровень концентрации напряжений во впадинах микропрофиля. Наносится гальваническое покрытие, которое способствует замедлению процессов изнашивания и коррозии, возникающих при эксплуатации.

Тем не менее, при длительной наработке на хвостовиках рабочих лопаток возникают фреттинг-коррозионные повреждения. Повышенный износ на крайних участках хвостовика является следствием значительно больших контактных давлений и амплитуд взаимного перемещения и вызывает увеличение зазора в замковом соединении, что способствует росту вибрационных напряжений в пере лопатки и, в конечном счете, увеличивает вероятность усталостного разрушения последних [1].

Целью исследования являлось экспериментальное устранение фреттинга несущих поверхностей хвостовика лопаток компрессора. Объектом исследований служили лопатки II-й ступени КВД двигателя Д-36 из титанового сплава BT8.

Производились исследования повреждений и измерение непрямолинейности партии хвостовиков рабочих лопаток до и после эксплуатации (рис. 1).

Исследования повреждений показывают, что имеется неравномерный износ поверхности по длине хвостовика. Покрытие отсутствует, видны следы изнашивания основного материала хвостовика лопатки и повреждения в виде питтингов. У входной и выходной кромок повреждения большие.

Из рисунка 1 видно, что неплоскостность рабочих поверхностей хвостовика до эксплуатации составила 0,004...0,006 мм, а после эксплуатации 0,05...0,07 мм, соответственно. Ранее, при капитальном ремонте двигателей, лопатки, имеющие такой износ, заменялись новыми, что не является рациональным.



Рис. 1. Профилограмма непрямолинейности рабочих хвостовиков лопатки II ступени КВД (1 – со стороны спинки; 2 – со стороны корыта)

*а* – до эксплуатации; *б* – после эксплуатации

© В. А. Леонтьев, С. Д. Зиличихис, Н. В. Сахнюк, 2009

*ISSN 1727-0219* Вестник двигателестроения № 1/2009

- 113 -

Предложенный метод устранения фреттинга несущих поверхностей хвостовика позволяет решить не только вопросы исправления его геометрических размеров, но и восстанавливает поверхностный слой [2]. Суть метода заключается в доводке рабочих поверхностей хвостовика, контроле геометрии и качества поверхности, формировании сжимающих напряжений в поверхностном слое методом УЗУ с дальнейшим нанесением покрытия.

Доводку выполняли специальными притирами. Обработка производится одновременно двух поверхностей (рис. 2).



Рис. 2. Схема установки лопатки в приспособлении при доводке

Притиры изготавливали из чугуна перлитной структуры твердостью НВ 140.....200. В качестве рабочей среды использовали абразивные пасты на основе карбида кремния (SiC) средней зернистости (до 50 мкм). Смазывающей жидкостью служил керосин. Через каждые 12.....15 обработанных лопаток выполнялось принудительное восстановление геометрии притира.

Благодаря доводке (рис. 3) достигается высокая точность формы, необходимая шероховатость, небольшой разброс размеров в пределах одной партии деталей, а также точные допуски на размеры при переходе от одной партии детали к другой.

Метод исправления доводкой выбран еще и потому, что при совершении рабочего движения детали по притиру абразивные зерна перекатываются между инструментом (притир) и поверхностью детали и, при этом, острые вершины зерна проникают в материал детали и притир, оставляя кратерообразные следы обработки. С увеличением времени обработки, число следов на обрабатываемой поверхности увеличивается. При вдавливании в материал вершины зерна материал сначала только деформируется. Удаление мелких частиц материала невозможно, так как для этого необходимо относительное движение вершины абразивного зерна и поверхностей детали. Известно, что большинство материалов при деформации упрочняются, т.е. растет сопротивление деформации. Однако возможность упрочнения достигает своего предела в том случае, когда сопротивление деформации становится равным прочности сцепления материала, в этом случае при доводке материал раскалывается на мелкие части [3].

С увеличением времени доводки в месте сопряжения рабочей поверхности с радиусом образуется уступ. Величина его зависит от глубины фреттинг-коррозии, а в итоге, от величины снимаемого материала. Для уменьшения негативных последствий уступ устраняется.

В месте сопряжения выполняется поднутрение (выкружка). Глубина поднутрения не превышает 0,1 мм (рис. 4).





Рис. 3. Вид замка лопатки II-й ступени КВД двигателя Д-36 (1 – со стороны спинки; 2 – со стороны корыта)

*а* – до ремонта; *б* – после притирки



**Рис. 4.** Эскиз замковой части рабочей лопатки a – новая лопатка;  $\delta$  – ремонтируемая лопатка

Предложенный метод восстановления работоспособности рабочих лопаток компрессоров из титановых сплавов позволяет продлить срок их службы, восстанавливать их форму, не нарушая динамической прочности. Проверка прочности соединения типа «ласточкин хвост» после ремонта обеспечивает исходные характеристики и параметры соединения.

#### Перечень ссылок

- Богуслаев В. А. Прочность деталей ГТД / В. А. Богуслаев, В. Б. Жуков, В. К. Яценко. – Запорожье : ОАО «Мотор Сич», 2003. – 11 с.
- Авиадвигателестроение. Качество, сертификация и лицензирование / [под общ. ред. д-ра техн. наук В. Ф. Безъязычного]. – М. : Машиностроение, 2003. – 278 с.
   Муравченко Ф. М., Шереметьев А. В. Обеспе-
- Муравченко Ф. М., Шереметьев А. В. Обеспечение динамической прочности деталей авиационных ГТД при прогнозировании больших ресурсов / Ф. М. Муравченко, А. В. Шереметьев // Вестник двигателестроения. 2002. № 1. 35 с.
- Справочник машиностроителя. В 6 кн. Кн. 5/ [под ред. д-ра техн. наук проф. Э. А. Сатель]. – М. : Машиностроение, 1964.

Поступила в редакцию 14.09.2008

Розглянуто один з методів ремонту хвостовиків робочих лопаток компресорів типу «ластівчин хвіст».

A method of repairing dovetail type compressor blade roots is analyzed.

# УДК 629.7.036:621.373

## Г. И. Пейчев, Э. В. Кондратюк, С. Д. Зиличихис, Б. И. Шапар, Н. П. Кришталь

# ОСОБЕННОСТИ ЛАЗЕРНОГО МАРКИРОВАНИЯ ДЕТАЛЕЙ ГТД

В статье рассмотрены возможности лазерного маркирования при изготовлении деталей газотурбинных двигателей, а также влияние лазерного луча на поверхностный слой.

Высокие технологии определяют уровень выпускаемой продукции, ее конкурентоспособность и эффективность всей производственной деятельности. К высоким технологиям, прежде всего, относятся новейшие методы обработки материалов, разработанные на базе последних достижений науки и, в частности, лазерная технология.

Маркирование деталей, узлов и изделий является важным процессом в современном производстве. Маркировка на всех этапах производства необходима для контроля качества, прослеживаемости и идентификации продукции.

При производстве и ремонте газотурбинных двигателей на ГП «Ивченко-Прогресс» используется большая номенклатура традиционных процессов маркирования с нарушением и ненарушением поверхностного слоя детали (электрохимическое маркирование, виброкарандаш, ударный способ, литье, штамповка, нанесение краски и др.). Метод маркирования выбирается в зависимости от назначения детали, но одним из основных требований к надписи является четкость, контрастность, различимость мелких шрифтов.

Методы, не нарушающие поверхностный слой, такие как нанесение краски, маркирование бирки, увеличивают ресурс детали. Ограниченное применение данных методов объясняется их недостатками и, прежде всего, малой сохраняемостью информации. А использование электрохимического клеймения связано с большими организационными работами. Методы, нарушающие поверхностный слой — ударный, виброкарандаш, и др. могут влиять на усталостную прочность деталей, и, следовательно, снижать ресурс.

Современное производство требует высокотехнологичных методов маркировки — гибких, скоростных, не оказывающих влияние на свойства маркируемых деталей. Из существующих на сегодняшний день методов, лазерная технология наиболее современный и технологичный метод, обладающий гибкостью, возможностью управлять инструментом — лазерным лучом во времени и пространстве, а также точно дозировать и регулировать мощность и энергию излучения. Ранее, в применении лазерного маркирования существовали ограничения, так как лазерное излучение оказывает термическое воздействие на материал; широкие возможности совершенствования процесса и расширения области применения появились благодаря созданию импульсно-периодических лазеров, обеспечивающих малую длительность импульса и высокую частоту следования импульса.

Метод лазерного маркирования — бесконтактный, обеспечивающий минимальное загрязнение зоны обработки, возможность выполнения как глубокого клеймения (глубина до 0,2 мм), так и без нарушения поверхностного слоя (образование окисных пленок глубиной до 0,005 мм) для определенных материалов, кроме того, отсутствует механическое воздействие инструмента на материал, нет вибраций, электрических и других паразитных воздействий, нет необходимости в дорогостоящих штампах и трафаретах.

Работы проводились на лазерном оборудовании производства фирм ЛВТ и «Сканер» (г. Черкассы) — лазерном маркировочном комплексе OptiScan 100/200Z.

Активный элемент лазера — алюмоиттриевый гранат (YAG), обеспечивает длину волны лазерного излучения — 1064 нм. Импульс светового излучения большой плотности и интенсивности фокусируется на поверхности обрабатываемой детали, что вызывает локальный разогрев, плавление и частичное испарение материала при минимальном термомеханическом воздействии на маркируемое изделие. Высокая плотность мощности сфокусированного лазерного луча при лазерном маркировании позволяет наносить знаки на различные материалы, в том числе и на труднообрабатываемые, при этом обеспечивая высокую степень разрешения и качество знаков.

Основной целью нашей работы является требование минимального нарушения поверхностного слоя деталей при лазерном маркировании для обеспечения ресурса и надежности изделий, соблюдая при этом требование глубины маркирования — она не должна превышать глубину при традиционных способах, указанных в конструкторской документации (электрохимический способ, механическое гравирование и другие).

Рассмотрим факторы, оказывающие наибольшее влияние на качество маркировок.

1. Длительность импульса. Доля жидкой фазы находится в прямой зависимости от длительнос-

© Г. И. Пейчев, Э. В. Кондратюк, С. Д. Зиличихис, Б. И. Шапар, Н. П. Кришталь, 2009

ти импульса. Одновременно чрезмерная длительность импульса за счет увеличения толщины прогретого слоя приводит к значительным изменениям структуры и свойств материала в зоне, непосредственно прилегающей к зоне обработки. Длительность импульса и частота следования подбираются таким образом, чтобы объем жидкой фазы был минимальным (длительность импульса 3......18 кГц).

2. Энергия накачки активного элемента лазера. Так как увеличение энергии накачки приводит к последовательному возбуждению генерации мод все более высоких порядков, то более низкий уровень энергии накачки позволяет максимально приблизить распределение интенсивности излучения по сечению выходного луча к виду гауссовой кривой, и, следовательно, получить стабильный процесс (ток накачки 21.....23 A).

3. Рабочая скорость. С увеличением скорости маркирования уменьшается толщина прогретого слоя. Однако в нашем случае скорость оказывает не столь существенное влияние.

4. Для получения более стабильного процесса в данном комплексе имеется функция подавления первого импульса.

Были проведены исследовательские работы по применению лазерного маркирования на деталях из жаропрочных деформируемых сплавов взамен электрохимического и механического гравирования. Проведенные металлографические исследования образцов показали следующее (рис. 1-8):

Образцы из сплава ЭП718-ИД



Рис. 1. Внешний вид маркировки



Рис. 2. Изменения в микроструктуре материала

Полученная маркировка имеет четкие границы, надписи выделяются на поверхности за счет формирования четкого рельефа. Глубина микронеровностей с измененным слоем составляет 0,002.....0,01 мм.

### Образцы из сплава ЭИ698-ВД



Рис. 3. Внешний вид маркировки



Рис. 4. Изменения в микроструктуре материала

Полученная маркировка имеет четкие очертания, в зоне маркирования сохранен исходный рельеф поверхности. Формирование клейм происходит за счет образования окисных пленок темно-коричневого цвета. Глубина измененного слоя составляет 0,005.....0,01 мм.

Образцы из сплава ЭП742-ИД



Рис. 5. Внешний вид маркировки



Рис. 6. Изменения в микроструктуре материала

В зоне маркировок сохранен исходный рельеф поверхности, подобно образцам из сплава ЭИ698-ВД. Формирование клейм происходит за счет образования окисных пленок темно-коричневого цвета. Глубина измененного слоя составляет 0,0025.....0,01 мм.

### Образцы из сплава ВЖЛ12Э-ВИ



Рис. 7. Внешний вид маркировки



Рис. 8. Изменения в микроструктуре материала

Полученная маркировка имеет четкие границы, надписи выделяются на поверхности за счет формирования четкого рельефа. Шероховатость исходной поверхности ~ 0,025.....0,035 мм. При этом глубина маркирования 0,01...0,015 мм, в том числе глубина измененного слоя 0,005...0,01 мм.

В настоящее время ведутся исследовательские работы по применению лазерного маркирования на деталях из жаропрочных сплавов взамен электрохимического маркирования и механического гравирования. На данных материалах для объективной рекомендации к выбору какого-либо метода маркирования необходимо сравнивать их между собой с позиции концентрации напряжений, необходимо проведение испытаний на усталостную прочность и металлографических исследований.

Постоянное увеличение номенклатуры изготавливаемых деталей требует постоянного совершенствования процессов, максимальной замены традиционных методов маркирования лазерным маркированием, благодаря более широким технологическим возможностям, и, следовательно, продолжения работ по расширению номенклатуры маркируемых материалов.

### Перечень ссылок

- Григорьянц А.Г. Технологические процессы лазерной обработки / А. Г. Григорьянц, И. Н. Шиганов, А. И. Мисюров. – М.: Изд-во МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2006. – 664 с.
- Современные технологии в производстве газотурбинных двигателей / [Братухин А. Г., Язов Г. К., Карасев Б. Е. идр.]; подред. А. Г. Братухина. – М.: Машиностроение, 1997. – 416 с.
- Рыкалин Н.Н. Лазерная и электронно-лучевая обработка материалов : справочник / Н. Н. Рыкалин, А. А. Углов, И. В. Зуев, А. Н. Кокора. – М. : Машиностроение, 1985. – 496 с.

Поступила в редакцию 12.02.2008

У статті розглянуто можливості лазерного маркування при виготовленні деталей газотурбінних двигунів, а також вплив лазерного променя на поверхневий шар деталей.

The article focuses on the feasibility of laser identification when manufacturing gas turbine engine components, and the laser beam effect on a surface layer as well

УДК 669.295+621.438

## П. Д. Жеманюк, Г. В. Пухальская, А. Д. Коваль, Л. П. Степанова, А. В. Патюпкин

# ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ОБРАБОТКИ ЛОПАТОК ИЗ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ В ЖИДКОМ АЗОТЕ НА СТРУКТУРНЫЕ И ПРОЧНОСТНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ

Исследовано влияние обработки холодом лопаток из титановых сплавов на структурные и прочностные характеристики. Установлено существенное повышение твердости тонкого поверхностного слоя, уровня остаточных напряжений сжатия, микронапряжений; обработка холодом не приводит к существенным изменениям структуры. Обработка лопаток в жидком азоте приводит к повышению усталостной прочности.

### Введение

Большинство отказов газотурбинных двигателей (ГТД) на этапе доводки и в эксплуатации, связанных с проблемами прочности, вызваны усталостными дефектами. Дефекты, приводящие к разрушениям, распределяются следующим образом: 29% — конструктивные, 17% — технологические, 11% — эксплуатационные; 43% — сочетание конструктивных, технологических и эксплуатационных [1].

Для конструкционных сталей и сплавов, применяемых в современных ГТД, характерна повышенная чувствительность к концентрации напряжений (надрезам, рискам, галтелям и т.д.) при воздействии на деталь переменных напряжений; наибольшей чувствительностью к концентрации напряжений обладают титановые сплавы.

Сопротивление усталости многих деталей определяется прочностью поверхностного слоя. Поэтому проблема формирования поверхностного слоя детали с высокой несущей способностью должна решаться уже на стадии проектирования конструкции, а затем — и при разработке технологического процесса.

Лопатки вертолетного двигателя TB3-117 работают в неблагоприятных условиях: при взлете и посадке происходит соударение лопаток с инородными телами в виде песчинок и других неметаллических частиц, что приводит к интенсивному эрозионному повреждению поверхности пера и последующему усталостному разрушению. Анализ компрессоров двигателей показал, что I ступень существенно отличается по количеству лопаток, имеющих забоины, от остальных ступеней. Лопатки с повреждениями глубиной не менее 0,3.....0,5 мм равномерно распределены на всех ступенях компрессора, кроме первой, где забоин примерно в 4 раза больше, чем на любой последующей ступени [2].

Существует большое количество экспериментальных данных, показывающих [2], что при напряжениях, равных пределу выносливости или несколько ниже, на поверхности после достаточно большого числа циклов возникают микротрещины. Критический размер микротрещины определяет границу между зарождением и распространением трещины. При этом предел выносливости увеличивается с повышением прочности материала. Основные факторы, способствующие процессу зарождения и развития усталостных трещин на пере лопаток компрессора (особенно на кромках), возникают на финишных этапах изготовления и в эксплуатационных условиях.

Многие элементы современных машин и аппаратов работают в условиях умеренного (до 200 K) и глубокого (до 4 K) охлаждения. Это элементы установок сжижения и разделения газов, системы космических аппаратов, высотных самолетов, детали и узлы транспортных и горных машин, работающих в условиях Крайнего Севера и др. С понижением температуры большинство материалов становится более прочными и износостойкими. При 77 К (-187 °С) — температура кипения жидкого азота — предел прочности большинства металлов в 2......5 раз больше, чем при комнатной температуре; прочность некоторых пластмасс увеличивается в 8 раз, стекла — в 12 раз.

Уменьшение пластичности и повышение твердости при низких температурах позволяет повысить эффективность механической обработки ряда материалов; улучшаются режущие свойства и повышается стойкость металлорежущего инструмента. Изменения структуры материала сопровождаются изменением его плотности, а также прочностных и других характеристик. Совершенствование техники получения низких температур позволяют применять холод в технологии машиностроения. Изучению влияния обработки лопаток из титановых сплавов в жидком азоте на структурные и прочностные характеристики и посвящена данная работа.

© П. Д. Жеманюк, Г. В. Пухальская, А. Д. Коваль, Л. П. Степанова, А. В. Патюпкин, 2009

#### Методика проведения экспериментов

Целью работы являлось изучение структурных и прочностных характеристик поверхностного слоя лопаток компрессора из титановых сплавов.

В качестве объекта исследований применяли лопатки I ступени компрессора двигателя TB3-117 серийные и с наработкой около 500 часов. Лопатки были окончательно обработаны виброполированием (ВП). Лопатки изготовлены из деформируемого титанового сплава BT8M. Этот сплав относится к группе двухфазных ( $\alpha$ + $\beta$ ) сплавов мартенситного класса (табл. 1).

**Таблица 1** — Химический состав титанового сплава ВТ8М [3]

Сплав	Mac	Массовая доля химических элементов, %								
	Ti	Al	Мо	Si	Fe	Zr				
BT8M	осн.	5,5	4,0	0,25	≤ 0,3	≤ 0,3				

Механические свойства сплава представлены в табл. 2.

Таблица 2 — Механические свойства титанового сплава BT8M [3]

Сплав	σ <sub>0,2</sub> ,	σ <sub>6</sub> ,	δ5,	Ψ5,	КСU,
	МПа	ΜΠα	%	%	кДж/м <sup>2</sup>
BT8M	970	9801180	10	35	400

Микротвердость поверхности пера лопаток, выдержанных различное время в жидком азоте, определяли на приборе ПМТ-3 при нагрузке на алмазную пирамиду 0,5 H.

Для проведения рентгеноструктурных исследований из средней части лопаток были вырезаны образцы длиной 20 мм. Съемка дифрактограмм осуществлялась в медном монохроматическом излучении на модернизированном дифрактометре ДРОН-1 с регистрацией дифракционных линий и обработкой данных на компьютере, сопряженном с дифрактометром с помощью специального устройства. Дифрактограммы снимались в полном диапазоне углов в интервале 20 - 28°..... 152°. Съемка производилась с поверхности входной кромки и спинки в их плоских участках пера лопатки. Фазовый состав структуры поверхностного слоя проводили по стандартной методике [4]. Количество β-фазы определяли по соотношению интегральных интенсивностей линий (102) α-фазы и (200) β-фазы с учетом всех факторов, влияющих на интенсивность дифракционных линий. Уровень микронапряжений оценивали по ширине линии (213) α-фазы.

Микроструктуру поверхностных слоев выявляли на оптическом микроскопе МИМ-8 в поперечном сечении лопаток в травителе состава: 20 мл HF; 20 мл HNO<sub>3</sub>; 60 мл H<sub>2</sub>O.Исследовали микроструктуру поверхностного слоя и сердцевины.

Исследование остаточных макронапряжений на пере лопаток производили механическим методом, разработанным акад. Н. Н. Давиденковым с использованием формул из работы [5] для построения эпюр и прибора ПИОН-2.

Испытания на усталость выполняли стандартным методом на базе 100 млн. циклов способом динамического возбуждения в них колебаний по первой изгибной форме на электродинамическом вибростенде ВЭДС-200. Лопатки испытывали в резонансном режиме до появления макротрещины длиной 1......3 мм, что соответствовало падению частоты собственных колебаний на 2......3%.

### Результаты и их обсуждение

Для исследования влияния обработки холодом на изменение напряженного состояния лопатки с наработкой были выдержаны в жидком азоте продолжительностью от 0,5 до 2,5 часов с интервалом в 0,5 часа (рис. 1). Анализ полученных результатов позволяет сделать вывод, что уровень остаточных напряжений сжатия увеличивается на поверхности с 330 МПа – исходные лопатки до 440 МПа – эпюра № 2 (выдержка в азоте 1,5 часа). Также увеличивается и глубина залегания остаточных напряжений – с 30 до 100 мкм. Известно, что остаточные напряжения сжатия повышают сопротивление усталости сталей и сплавов.

Результаты исследования микротвердости (табл. 3) показывают, что твердость тонкого поверхностного слоя существенно возрастает с увеличением времени выдержки лопаток в жидком азоте. Микротвердость увеличивается на 38% по сравнению с исходной, что должно благоприятно сказаться на повышении прочностных характеристик лопаток.

**Таблица 3** – Результаты исследования микротвердости образцов лопаток с наработкой

№ образца	Время выдержки в жидком азоте, ч	$H_{\mu}$ , МПа
Исходная	ВП	3850
5	0,5	4070
6	1	4440
48	1,5	4800
47-3	2,5	5320

Исходя из полученных результатов для проведения дальнейших исследований как наиболее благоприятное время выдержки лопаток в жидком азоте было выбрано 1,5 часа, позволяющее получить наиболее благоприятную эпюру распределения остаточных напряжений сжатия и довольно высокую микротвердость поверхностного слоя — 4800 МПа.

Исследование остаточных макронапряжений на серийных лопатках, выдержанных

в жидком азоте в течение 1,5 ч, показало (рис. 2) увеличение уровня остаточных напряжений сжатия с 210 до 350 МПа, что свидетельствует о благоприятном воздействии холода на напряженное состояние лопаток.





Рис. 1. Распределение остаточных напряжений в лопатках с наработкой после обработки холодом

$$a - 1 - B\Pi; 2 - 0,5 ч; 3 - 1 ч;$$
  
 $\delta - 1 - B\Pi; 2 - 1,5 ч; 3 - 2 ч; 4 - 2,5 ч$ 



Рис. 2. Распределение остаточных напряжений в серийных лопатках

1 - ВП; 2 - обработка холодом (1,5 ч)

Было проведено исследование изменений в тонкой структуре поверхностного слоя титанового сплава BT8M (серийные и лопатки с наработкой) при обработке холодом (табл.4).

**Таблица 4** – Ширина линий и количество β-фазы

Οδηγορογι	Кол-во	Ширина линии,
Образец	β-фазы, %	радианы
Серийный	7,9	4,65·10 <sup>-2</sup>
Серийный + холод	9,4	6,49·10 <sup>-2</sup>
Наработка	3,1	5,58·10 <sup>-2</sup>
Наработка + холод	5,3	7,68·10 <sup>-2</sup>

Анализ полученных данных показал, что фазовый состав изученных образцов при обработке холодом как в серийной, так и в лопатке после наработки изменяется незначительно. Также можно отметить, что в процессе наработки количество  $\beta$ -фазы несколько уменьшается. Выявлено, что при обработке холодом как в серийной, так и в лопатке после наработки количество  $\beta$ -фазы незначительно увеличивается (см. табл. 4).

Существенно увеличилась ширина дифракционной линии после обработки холодом. Увеличение ширины линии при выдержке в жидком азоте свидетельствует о существенном повышении уровня микронапряжений как для серийных лопаток, так и для лопаток с наработкой. Увеличение уровня микронапряжений является одним из факторов, ведущих к упрочнению поверхностного слоя [6].

Микроструктуру изучали на сечениях образцов, вырезанных из лопаток (серийные + с наработкой), а также на образцах, вырезанных из лопаток, обработанных холодом в течение 1,5 часа. Результаты исследований представлены на рис. 3.

Структура титановой основы лопатки характеризуется наличием зерен α- и β-фаз: зерна α-фазы имеют светлую продолговатую форму. Микроструктура поверхностного слоя имеет небольшие отличия от микроструктуры сердцевины, что связано с воздействием как эксплуаташионных факторов, так и с влиянием обработки холодом на структуру тонкого поверхностного слоя. Так, на лопатках с наработкой (около 500 часов) величина зерен больше, чем на серийных. Выдержка лопаток в жидком азоте в течение 1,5 часа приводит к небольшому уменьшению размеров зерен тонкого поверхностного слоя и незначительному увеличению количества β-фазы, что должно положительно сказаться на улучшении пластических свойств. Следует также отметить, что существенных изменений в микроструктуре лопаток при обработке холодом не происходит.

Для оценки влияния обработки холодом на усталостную прочность были проведены испытания на усталость серийных лопаток и лопаток с наработкой (табл. 5...8).

**Таблица 5** — Результаты испытаний на усталость серийных лопаток после виброполирования

Шифр лопатки	Напряжение испытания, МПа	Число циклов, млн.	Примечание
3	500	100,0	Н. р.
5	500	100,0	Н. р.
6	530	100,0	Н. р.
1	560	34,83	Разр. по вх. кр. 42 мм
2	530	100,0	Н. р.
4	530	100,0	Н. р.

**Таблица 6** — Результаты испытаний на усталость серийных лопаток после ВП + обработка холодом (1,5 часа)

Шифр лопатки	Напряжение испытания, МПа	Число циклов, млн.	Примечание
X1	500	100	Н. р.
X2	530	100	Н. р.
X3	560	100	Н. р.
X4	590	100	H.p.
X5	620	100,	Н. р.
<i>X</i> 6	650	0,075	Разр. по вх. кр. L = 32 мм
X7	620	26,58	Разр. по вх. кр. L = 42 мм
<i>X</i> 10	620	0,535	Разр. по сп. L = 22 мм
X9	590	100	Н. р.
X8	590	100	Н. р.

### серийная лопатка



серийная лопатка, выдержанная в жидком азоте 1,5 часа





г

лопатка с наработкой





лопатка с наработкой, выдержанная в жидком азоте 1,5 часа





**Рис. 3.** Микроструктура поперечного сечения лопатки, × 600 *а*, *в* – поверхностный слой; *б*, *г* – сердцевина

**Таблица 7** — Результаты испытаний на усталость лопаток с наработкой после виброполирования

Шифр лопатки	Напряжение испытания, МПа	Число циклов, млн	Примечание
UX2	45	100,0	Н. р.
UX1	48	72,354	Разр. по вх. кр. L = 3 мм
UX3	45	100,0	Н. р.

**Таблица 8** – Результаты испытаний на усталость лопаток с наработкой после ВП + холод (1,5 часа)

Шифр лопатки	Напряжение испытания, МПа	Число циклов, млн	Примечание
X-9	550	31,07	Разр. по вх. кр. L = 22 мм
X-8	520	39,86	Разр. по вх. кр. L = 27 мм
X-1	500	100,0	Н. р.
X-7	510	100,0	Н. р.
X-3	510	100,0	Н. р.

### Выводы

1. Исследовано влияние обработки холодом как серийных лопаток, так и лопаток с наработкой на структурные и прочностные характеристики. Установлено существенное повышение твердости тонкого поверхностного слоя, уровня остаточных напряжений сжатия, микронапряжений.  Исследование микроструктуры поверхностного слоя и фазового состава показало, что обработка холодом не приводит к существенным изменениям структуры: незначительно увеличивается количество β-фазы и уменьшается размер зерна.

3. Совокупное влияние повышения микротвердости поверхностного слоя, уровня остаточных сжимающих напряжений, увеличения микронапряжений приводит при обработке холодом лопаток из титанового сплава к повышению усталостной прочности: предел выносливости повышается в среднем на 12%.

### Перечень ссылок

- Петухов А. Н. Сопротивление усталости деталей ГТД / А. Н. Петухов. – М. : Машиностроение, 1993. – 240 с.: ил.
- Отделочно-упрочняющая обработка деталей ГТД / [В. А. Богуслаев, В. К. Яценко, П. Д. Жеманюк и др.]. — Запорожье: ОАО «Мотор Сич», 2005. — 559 с.
- 3 Титановые сплавы в машиностроении / [Б. Б.Чечулин, С. С. Ушков, И. Н. Разуваев и др.]. – Л.: Машиностроение, 1977. – 247 с.
- Русаков А. А. Рентгенография металлов / А. А. Русаков. – М. : Атомиздат, 1977. – 480 с.
- 5. Биргер И. А. Остаточные напряжения / И.А. Биргер. – М.: Машиностроение, 1963. – 232 с.
- Технологическое обеспечение эксплуатационных характеристик деталей ГТД / [В. А. Богуслаев, Ф. М. Муравченко, П. Д. Жеманюк и др.]. – Запорожье: ОАО «Мотор Сич», 2003. – 396 с.

Поступила в редакцию 16.02.1009

Досліджено вплив обробки холодом лопаток із титанового сплаву на характеристики структури і міцності. Встановлено значне підвищення твердості тонкого поверхневого шару, рівня залишкових напруг стиску, мікронапруг; обробка холодом не призводить до суттєвих змін структури. Обробка лопаток в рідкому азоті призводить до підвищення втомної міцності.

The article represents a study of cold treatment effect on structure and strength characteristic of titanium alloy blades. A substantial increase in hardness of a thin surface layer, residual compression stresses, and micro stresses is established. A liquid nitrogen blade treatment results in rising fatigue strength.

## УДК 669.295.5

### О. М. Шаповалова, И. А. Маркова, Т. И. Ивченко

# ИССЛЕДОВАНИЕ СТАБИЛЬНОСТИ МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ПОЛУФАБРИКАТОВ ИЗ ДВУХФАЗНЫХ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ

Изучена степень стабильности механических свойств полуфабрикатов различных видов и размеров из конструкционных титановых сплавов ВТ6, ВТ6С, ВТ23, ВТ3-1. Установлен существенный разброс характеристик пластичности и ударной вязкости металла всех видов заготовок. Обсуждены причины, порождающие неоднородность структуры и распределения легирующих элементов, а, следовательно, и нестабильность свойств.

Стабильность механических свойств, наряду с их уровнем, является одним из основных требований, предъявляемых к титановым сплавам, которые используются для изготовления изделий ответственного назначения. Вместе с тем, как показал производственный опыт, даже изделия, изготовленные по одной технологии, могут иметь существенный разброс характеристик. Титановые сплавы являются многокомпонентными системами, в которых происходят сложные фазовые превращения, сопряженные с затрудненной диффузией легирующих элементов. Это обусловливает склонность их к неоднородности состава, структуры и свойств.

Проблеме повышения уровня механических свойств титановых сплавов легированием, оптимизацией режимов обработки давлением и термической обработки изделий посвящено много работ. Вопросы стабильности характеристик прочности и пластичности изучены недостаточно. Этим определяется актуальность данного исследования.

Целью работы было исследование стабильности механических свойств полуфабрикатов разного вида (прутков, листов, штамповок, поковок) различных размеров, изготовленных из наиболее широко применяемых титановых сплавов (ВТ6, ВТ6С, ВТ3-1, ВТ23).

Нами изучена стабильность механических свойств полуфабрикатов разного вида (прутков, листов, штамповок, поковок) различных размеров, изготовленных из наиболее широко применяемых титановых сплавов (ВТ6, ВТ6С, ВТ3-1, ВТ23). Химический состав сплавов и виды полуфабрикатов приведены в таблице 1.

Из таблицы 2 следует, что для всех исследованных сплавов и видов полуфабрикатов значения предела прочности были относительно стабильными, значения *K* не превышали 7%, тогда как характеристики пластичности и ударной вязкости имели существенный разброс. Значения коэффициента вариации относительного удлинения для поковок из сплава BT3-1 доходили до 46%, для относительного сужения составляли от 8,5% для прутков диаметром 45......60 мм из сплава BT6 до 22% для прутков диаметром 110......150 мм и 28% для штамповок из сплава BT23. Коэффициенты вариации ударной вязкости для прутков имели значения от 11 до 57%, для поковок из сплава BT3-1 — 28%.

С целью изучения стабильности характеристик в пределах одной заготовки были исследованы механические свойства образцов, вырезанных по определенной схеме из листов толщиной 3 и 10 мм сплава ВТ6С, прутков диаметром 100 мм сплава ВТ6. В случае крупногабаритных изделий исследовали образцы, вырезанные из технологических припусков, для сплава ВТ23 — из одной штамповки, для сплава ВТ3-1 — из поковок, изготовленных из металла одной плавки. В таблице 3 приведены средние значения механических свойств и коэффициенты вариации.

Таблица 1 – Химический состав и виды полуфабрикатов исследованных титановых сплавов

Сплав			Химичес	Полуфабрикат					
Clinub	Al	Мо	Cr	Fe	Si	V	Zr	Вид	Размеры
BT6C	5,3-6,5	-	-	≤ 0,25	≤ 0,1	3,5-4,5	≤ 0,3	Лист	Толщина от 1 до 10 мм
BT6	5,3-6,8	-	-	≤ 0,3	≤ 0,4	3,5-5,3	≤ 0,3	Пруток	Диаметр от10 до 250 мм
BT3-1	5,5-6,5	2-3	0,8-2,3	0,2-0,7	0,2-0,4	-	-	Поковка	Диаметр 500 мм
BT23	4-6	1,5-2,5	0,8-1,4	0,4-0,8	_	4-5	_	Штамповка	Масса 1500 кг

© О. М. Шаповалова, И. А. Маркова, Т. И. Ивченко, 2009

Сплав	Коэффициенты вариации "%							
	$\sigma_{e}$	δ	ψ	KCU				
BT6C	1,1-7,3	2,4-17,9	-	-				
BT6	1,8-5,6	10-20	8,5-22	11-57				
BT3-1	6,8	46,1	_	28				
BT23	2,5	18,6	28	-				

Таблица 2 — Коэффициенты вариации механических свойств титановых сплавов

Габлица 3 -	<ul> <li>Разброс механи</li> </ul>	ческих характеристий	к в пределах одного	о полуфабриката
-------------	------------------------------------	----------------------	---------------------	-----------------

Сплор	Предел прочности		Относительное удлинение		Относительное сужение		Ударная вязкость	
Сплав	Среднее МПа	К%	Среднее %	К%	Среднее %	К%	Среднее МДж/м <sup>2</sup>	К%
ВТ3-1 плавка 28-715	1206	3,4	5,5	29,3	-	-	0,31	24,5
ВТ23 плавка 81-03	1141	2,5	7,8	28,4	25,4	29	—	-
ВТ6С лист 10 мм	935,3	0,8	9,3	12	29,9	10,6	-	-
ВТ6 пруток Ø 100 мм	950,8	1	12,3	16,9	33,6	10,2	_	_

Из таблицы 3 следует, что и для одной заготовки значения предела прочности были стабильными, а характеристики пластичности имели существенный разброс. Так, для сплавов ВТ6 и ВТ6С значения коэффициентов вариации предела прочности составляли ~ 1%, для крупногабаритных изделий из сплавов ВТЗ-1 и ВТ23 ~ 3%. Значения коэффициентов вариации относительного удлинения оказались существенно выше: для сплавов ВТ6 и ВТ6С они были равными 16,9 и 12%, а для ВТЗ-1 и ВТ23 - 29,3 и 28,4% соответственно. Аналогичны данные и для относительного сужения: коэффициенты вариации для сплавов ВТ6 и ВТ6С составляли ~ 10%, а для ВТ23 – 29%. Следует отметить, что с увеличением степени легированности сплава и размера полуфабриката разброс значений механических свойств, особенно характеристик пластичности, увеличивался.

В результате металлографического исследования образцов установлено, что для крупногабаритных полуфабрикатов характерна крупнозернистость и неоднородность структуры. Размер зерен в образцах из сплава ВТ23 был от 1 до 3 мм, в отдельных случаях доходил до 10 мм, а из ВТ3-1 от 1 до 5 мм, размер колоний составлял от 50 до 360 мкм для сплава ВТ23 и от 60 до 220 мкм для сплава ВТ3-1. Как следует из приведенных данных, значения геометрических параметров структуры находились в достаточно широких пределах. Это обусловливало и нестабильность механических свойств.

Рассматриваемые титановые сплавы являются многокомпонентными системами, в состав которых входят элементы, отличающиеся по своей природе,  $\alpha$ -стабилизаторы (Al, O), изоморфные β-стабилизаторы (Mo, V), эвтектоидообразующие β-стабилизаторы (Fe, Si). Растворимость легирующих элементов в α- и β-фазах, по данным [1], приведена в таблице 4, как видно, ее значения в разных фазах резко отличаются. Следовательно, фазовые превращения при охлаждении слитка, обработке давлением и термической обработке сопряжены с перераспределением легирующих элементов между фазами. Диффузионные же процессы в титановых сплавах затруднены, так как легирующие элементы образуют в титане твердые растворы замещения и имеют невысокие коэффициенты диффузии. Поэтому повышение степени легированности сплава может способствовать увеличению неоднородности распределения легирующих элементов, а следовательно, и нестабильности свойств.

**Таблица 4** — Растворимость легирующих элементов в α- и β-фазах титана

<b>D</b> ROLOUT	Растворимость, % масс.						
Элемент	α-фаза	β-фаза					
Al	6,0 (500 °C)	35,5 (1460 °C)					
V	3,3 (600 °C)	0-100					
Mo	0,75 (600 °C)	0-100					
Fe	0,02 (390 °C)	25,5 (1085 °C)					
Si	0,2 (600 °C)	3 (1330 °C)					

Для изучения влияния режимов термической обработки на уровень и стабильность механических свойств определяли механические характеристики и коэффициенты их вариации термообработанных образцов сплавов ВТ3-1 и ВТ6С. Образцы, вырезанные из крупногабаритной поковки из сплава ВТ3-1, термообрабатывали по двум вариантам — закалка + старение и изотермический отжиг. Образцы сплава ВТ6С, вырезанные из листов толщиной 10 мм одной плавки, отжигали. В таблице 5 приведены результаты этих исследований.

Как следует из таблицы 5, после изотермического отжига, как и ожидалось, прочность образцов была ниже, чем после закалки и старения, а относительное удлинение и ударная вязкость выше. Коэффициенты вариации для предела прочности составляли 2,3 и 4,4% после изотермического отжига и упрочняющей термообработки соответственно; для относительного удлинения их значения равнялись 10,4 и 37,1%, а для ударной вязкости – 11,8 и 16,4%. Таким образом, все механические характеристики были стабильнее после изотермического отжига. Известно, что закалкой в сплаве ВТЗ-1 от температуры 850 °С фиксируется метастабильная β-фаза с микрообъемами различной степени легированности. При старении они могут распадаться по-разному, что и обусловливает неоднородность металла и, следовательно, разброс его механических свойств. Разработкой режимов термической обработки этих полуфабрикатов удалось добиться

повышения уровня и стабильности механических свойств.

Отжиг сплава BT6C снимал напряжения и уменьшал количество дефектов кристаллической решетки, что подтверждено уменьшением ширины интерференционных линий  $\alpha$ - и  $\beta$ -фаз. Во время отжига происходило перераспределение легирующих элементов и формирование более однородной структуры. Это способствовало повышению пластических характеристик и некоторой их стабилизации. Коэффициенты вариации относительного удлинения уменьшились от 12 до 7%, а относительного сужения — от 10,6 до 6,9% в отожженном состоянии по сравнению с исходным.

Таким образом, в результате проведенных исследований установлено, что для титановых сплавов характерна нестабильность механических свойств, в большей мере для показателей пластичности. Это обусловлено как природой и физико-химическими свойствами титана, так и особенностями технологических процессов получения и обработки его сплавов.

Титан имеет низкую теплопроводность (таблица 6), в 4 раза меньшую, чем у железа и почти в 15 раз меньшую, чем у алюминия при теплоемкости несколько большей, чем у железа. Это затрудняет равномерный прогрев и охлаждение при обработке титановых сплавов.

Наличие полиморфного превращения, разная растворимость легирующих элементов в α- и β-фазах, затрудненность диффузионного перерас-

**Таблица 5** — Влияние режимов термической обработки сплавов ВТ3-1 и ВТ6С на механические свойства и их стабильность

Care	Режим	Предел прочности		Относительное удлинение		Относительное сужение		Ударная вязкость	
Сплав	термообработки	Среднее МПа	К%	Среднее, %	К%	Среднее, %	К%	Среднее МДж/м <sup>2</sup>	К %
	900 °С, 1 час, перенос 600 °С 3 час	1085	2,3	16,5	10,4	36	12,6	0,53	11,8
BT3-1	850 °C, 1 час, закалка 610 °C 3 час	1171	4,4	7,7	37,1	—	I	0,33	16,4
	Рекомендованный режим	1170	2,1	7,8	22,8	13	25	0,33	13,9
DTCC	ВТ6С исх	935	0,8	9,3	12	30	10,6	-	-
B16C	ВТ6С, 870 °С, 1 час	867	0,7	12,3	7	35	6,9	_	

**Таблица 6** – Некоторые сравнительные характеристики металлов

	Удельная	Удельная		
Металл	теплоемкость,	теплопроводность		
	Дж/кг•К	Вт/м·К		
Титан	519	16		
Алюминий	900	238		
Железо	444	73,3		

пределения легирующих элементов замещения обусловливают формирование неоднородностей в микрообъемах металла при обработке давлением и термической обработке.

Наиболее распространенный способ плавки титановых сплавов — вакуум-дуговой с расходуемым электродом в виде «слоеного пирога», обусловливает образование химической неоднородности и крупнозернистой структуры в литом металле, которые трудно устраняются при дальнейшей обработке.

Следовательно, для обеспечения стабильности свойств титановых изделий необходимо так оптимизировать параметры технологических процессов на всех этапах их изготовления — от плавки до термической обработки, чтобы повысить дисперсность, однородность структуры и распределения легирующих элементов в микрообъемах металла. Решение этой проблемы для ряда случаев предложено авторами [2-4].

### Перечень ссылок

- Цвиккер У. Титан и его сплавы / У. Цвиккер. М. : Металлургия, 1979. – 510 с.
- Деклараційний патент 72159 А Україна, МПК C22F1/18. Спосіб термічної обробки титанових сплавів / О. М. Шаповалова, І. А. Маркова, О. С. Лавров. — опубл. 17.01.2005, Бюл. № 1.
- Шаповалов О.М. Модифікатори і модифікування / О. М. Шаповалова, О. В. Шаповалов // Вісник академії митної служби України. – Д., 2004. – № 1. – С. 62–68.
- Влияние термической обработки крупногабаритных изделий из титановых сплавов на их структуру и свойства / [А. В. Шаповалов, И. А. Маркова, О. М. Шаповалова, Т. И. Ивченко] // Сб. трудов 5 международной научнотехнической конференции «ОТТОМ-5». – Харьков. – 2004. – С. 35–39.

Поступила в редакцию 13.10.2008

Досліджено ступінь нестабільності механічних властивостей напівфабрикатів різних видів та розмірів з конструкційних титанових сплавів ВТ6, ВТ6С, ВТ23, ВТ3-1. Установлено суттєвий розкид характеристик пластичності та ударної в'язкості металу всіх видів заготовок. Обговорено причини неоднорідності структури та розподілу легуючих елементів, отже, і нестабільності властивостей.

The article represents a study of a degree of stability of mechanical properties of preformed materials of various kinds and sizes made of BT6, BT6C, BT23, and BT3-1 constructive titanium alloys. A substantial spread of metal ductility and impact strength characteristics has been found in various stock types. The reasons underlying the structure heterogeneity and distribution of alloying elements, i.e. instability of properties, are discussed.

## УДК 669.721.5

### В. А. Шаломеев, А. В. Пархоменко, Э. И. Цивирко

# ОПТИМИЗАЦИЯ ХИМИЧЕСКОГО СОСТАВА ЖАРОПРОЧНОГО СПЛАВА Мл-10 ДЛЯ АВИАЦИОННОГО ЛИТЬЯ

Изучено влияние основных легирующих элементов (Zr, Nd, Zn) на механические свойства сплава Мл-10. Построена матрица планирования эксперимента по плану 2<sup>3</sup> с использованием специализированной программы для расчетов. Проведена математическая оптимизация химического состава сплава для получения повышенного уровня свойств.

Литейные магниевые сплавы — одни из самых легких конструкционных материалов, что позволяет их использовать в авиакосмической технике, различных типах ракет и агрегатов. Ввиду того, что магниевые сплавы в 1,5 раза легче алюминиевых сплавов, в 4 раза легче стали и чугуна, их применение в фасонном литье дает снижение весовых характеристик изделия на 25......30% [1]. В связи с растущими требованиями к надежности и долговечности агрегатов [2], ведутся интенсивные исследования по повышению механических свойств отливок из магниевых сплавов.

При производстве авиадвигателей для ряда ответственных отливок широко применяют жаропрочный магниевый сплав Мл-10, основными легирующими элементами которого являются неодим, цирконий и цинк. Известно, что легирующие элементы могут как упрочнять, так и снижать пластичность магниевых сплавов [3]. В то же время различное содержание элементов в пределах марочного состава может изменять структуру и физико-механические свойства сплава. Поэтому оптимизация химического состава магниевых сплавов для улучшения механических свойств является вполне актуальной и экономически выгодной, так как позволяет без дополнительных затрат получать отливки с повышенным уровнем механических характеристик.

Изучали влияние содержания основных легирующих элементов (Zr, Nd, Zn) сплава Мл-10 в пределах марочного состава по ГОСТ 2858-79 (Zr – 0,4......1,0%; Nd – 2,3......2,8%; Zn – 0,12......0,66%) на его механические свойства. Исследование микроструктур отливок из магниевых сплавов с граничными содержаниями элементов (при соблюдении одинаковыми всех других технологических режимов) показало, что в пределах марочного состава микроструктура сплава заметно меняется (рис. 1) за счет размера зерна, количества эвтектики и интерметаллидной фазы. При этом меняются и механические свойства сплава. Так, для сплава Мл-10 со стандартным химическим составом, предел прочности и относительное удлинение может колебаться от 230 до 293 МПа и от 2,5 до 8%, соответственно.

Современные математические методы обработки экспериментальных данных нашли широкое применение, а при наличии программного обеспечения значительно сокращают время на их выполнение. Чаще всего в материаловедении и литейном производстве при разработке и анализе новых материалов и их свойств используется метод активного многофакторного эксперимента [4], что позволяет получить достоверную информацию на базе небольшого количества исследовательского материала [5].

Анализ экспериментальных данных выполняли по специализированной программе «Исследование ТП методом ПФЭ», (<u>http://smartsoft.com.ru</u>), разработанного в среде Delphi 7.

Поскольку ГОСТ 2858-79 предусматривает для промышленных сплавов Мл-10 контроль химического состава по трем элементам (Zr, Nd, Zn), то использовали матрицу планирования эксперимента по плану 2<sup>3</sup>.

Магниевый сплавов Мл-10 выплавляли в индукционной тигельной печи типа ИПМ-500 по серийной технологии. Рафинирование расплава проводили флюсом ВИ-2 в раздаточной печи, из которой порционно отбирали ковшом металл и вводили возрастающие присадки лигатур, содержащих Zr, Nd, Zn, заливали стандартные образцы для механических испытаний в песчано-глинистую форму. Образцы проходили термическую обработку в печах типа Бельвью и ПАП-4М по режиму: закал от  $415^{\pm 5}$  °C, выдержка 15 ч, охлаждение на воздухе и старение при  $200^{\pm 5}$  °C, выдержка 8 ч, охлаждение на воздухе.

Временное сопротивление разрыву ( $\sigma_{e}$ ) и относительное удлинение ( $\delta$ ) образцов с рабочим диаметром 12 мм определяли на разрывной машине Р5 при комнатной температуре.

Рассматривались основные механические свойства для этого сплава — предел прочности  $(\sigma_e)$  и относительное удлинение ( $\delta$ ).

© В. А. Шаломеев, А. В. Пархоменко, Э. И. Цивирко, 2009 ISSN 1727-0219 Вестник двигателестроения № 1/2009



Рис. 1. Микроструктуры термообработанного сплава Мл-10 с граничными содержаниями элементов × 500:

a=0,12%Zn, 2,3% Nd, 0,4% Zr;  $\delta=0,66\%$ Zn, 2,3% Nd, 0,4% Zr; s=0,12%Zn, 2,3% Nd, 1,0% Zr; z=0,12%Zn, 2,8% Nd, 0,4% Zr

Количество опытов для каждого уровня матрицы планирования равнялась пяти, количество серий опытов на нулевом уровне — трем. Вид матрицы планирования и результаты исследований представлены на рис. 2.

Влияние Zn в матрице закодировано под номером  $X_1$ , Zr – соответственно  $X_2$ , Nd –  $X_3$ , совместное влияние элементов Zn Zr –  $X_{12}$ , Zn Nd –  $X_{13}$ , Zr Nd –  $X_{23}$ , Zn Zr Nd –  $X_{123}$ . Результаты расчета погрешности эксперимента

Результаты расчета погрешности эксперимента (анализ  $\sigma_{g}$ ) дали значения дисперсии воспроизведения G = 0,11, что при величине критического значения критерия Кохрена  $G_{\kappa p} = 0,331$  для доверительной вероятности 0,95 является целиком удовлетворительным результатом.

Значение коэффициентов регрессии в результате расчета были получены такие:  $B_0 = 252,964$ ;  $B_1 = -3,15$ ;  $B_2 = -16,3$ ;  $B_3 = -5,1$ ;  $B_{12} = -0,15$ ;  $B_{13} = -0,25$ ;  $B_{23} = 0$ ;  $B_{123} = 0,65$ . Анализируя уровень влияния коэффициентов с помощью критерия Стьюдента, было определено, что критическое значение критерия Стьюдента равняется 2,014, поэтому значащими для уравнения регрессии будут лишь коэффициенты  $B_1$ ,  $B_2$  и  $B_3$ . Окончательный вид уравнения регрессии (1), которое описывает влияние исследуемых химических элементов на предел прочности сплава Мл-10, имеет следующий вид:

$$\sigma_{e} = 252,964-3,15 X_{1}-16,3 X_{2}-5,1 X_{3}\pm0,11$$
 (MIIa). (1)

Анализ полученной математической модели показывает, что повышение содержания каждого

из химических элементов отрицательно влияет на уровень предела прочности сплава МЛ-10, но самое заметное влияние имеют добавки неодима. Совместное влияние содержания элементов на значение предела прочности практически не влияет.

Аналогичная модель была построена для изучения влияния химического состава на относительное удлинение сплава Мл-10. Вид матрицы планирования и результаты исследований приведены на рис. 3.

Погрешность эксперимента составила 0,13% для доверительной вероятности 0,95. При критическом значении критерия Кохрена  $G_{\kappa p} = 0,331$ эту погрешность можно считать вполне допустимой. Значения коэффициентов регрессии были получены такие:  $B_0 = 5,13$ ;  $B_1 = 0,219$ ;  $B_2 = 0,649$ ;  $B_3 = 0,284$ ;  $B_{12} = 0,026$ ;  $B_{13} = 0,021$ ;  $B_{23} = -0,019$ ;  $B_{123} = 0,004$ . Так, введение каждого из рассмотренных компонентов приводило к увеличению относительного удлинения, особенно заметно было влияние циркония, несколько меньшим – цинка и неодима. Совместное влияние указанных элементов на порядок слабее, чем их отдельное влияние. В то же время, совместное влияние циркония и неодима вообще носит слабый негативный характер. Однако, анализ значимости полученных коэффициентов с помощью критерия Стьюдента показал, что большими по критическому значению есть только коэффициенты  $B_1, B_2$  и  $B_3$ . Уравнение регрессии принимает

 $\delta = 5,13+0,219 X_1+0,649 X_2+0,284 X_3\pm0,13$  (%). (2)



Рис. 2. Матрица планирования и результаты исследований по анализу предела прочности сплава Мл-10 в среде «Исследование ТП методом ПФЭ»



Рис. 3. Матрица планирования и результаты исследований по анализу относительного удлинения сплава Мл-10 в среде «Исследование ТП методом ПФЭ»

При фиксации содержания одного из элементов на оптимальном уровне (Zn = 0,2%, Zr = 0,98%) графики зависимостей механических свойств от химического состава сплава Мл-10 приобретают вид, представленный на рис. 4 (a,  $\delta$ ).





**Рис. 4.** Зависимость предела прочности сплава Мл -10 от содержания элементов

a - Zr, Nd при фиксированном значении Zn = 0,2%;  $\delta - Zr$ , Zn при фиксированном значении Nd = 0,98%

Используя полученные математические зависимости можно найти оптимальные значения химического состава сплава, которые обеспечивают высокие показатели предела прочности и относительного удлинения. Эта задача относится к категории многомерной условной оптимизации и с математической точки зрения является достаточно сложной. Однако, в настоящее время существует большое количество программных средств, которые позволяют решать подобные задачи.

Принимая во внимание линейный характер зависимостей, в исследовании использовано специальное программное средство «Многомерная условная оптимизация». Кроме приведенных выше целевых функций, для расчета введены такие ограничения по содержанию химических элементов и свойств сплава:

$$0,7\% \ge Zn \ge 0,1\%;$$
  
 $1,0\% \ge Zr \ge 0,4\%;$   
 $2,8\% \ge Nd \ge 2,2\%;$   
 $\sigma_{g} \ge 226 \text{ M}\Pi a;$   
 $\delta \ge 3\%.$ 

Рабочее окно программы, которое отображает результаты оптимизации химического состава сплава Мл-10, показано на рис. 5.

Поскольку программное средство находит оптимальное значение для нескольких функциональных зависимостей одновременно, то общая целевая функция при расчетах приобретает вид:

$$F(x, y, z) = 2,306 - 0,338^*x - 0,16^*y - 0,146^*z + 0,024^*x^*y - 3,513^*10^{-3*}x^*z,$$
(3)

где x, y, z, соответственно, содержание Zn, Zr, Nd.

По результатам выполнения многомерной условной оптимизации получены результаты, которые позволяют констатировать, что максимальное значение функции F(x, y, z) равняется 1,83, что отвечает содержимому химических элементов в сплаве Мл-10:

$$Zn = 0,2\%;$$
  
 $Zr = 0,46\%;$   
 $Nd = 2.3\%.$ 

При таком составе механические свойства сплава Мл-10 имеют показатели:  $\sigma_g \ge 231$  МПа;  $\delta \ge 6,25$  %, что гораздо выше требований ГОСТ 2856-79.

### Выводы

1. Установлено, что в пределах марочного состава структура и механические свойства сплава Мл-10 могут значительно отличаться.

2. Проведенным математическим планированием експеримента по плану  $2^3$  с использованием специализированной программы «Исследование ТП методом ПФЭ», разработанной в среде Delphi 7, получены функциональные зависимости влияния Zr, Nd, Zn на прочность и пластичность магниевого сплава Мл-10.

3. Специальным программным средством «Многомерная условная оптимизация» проведена оптимизация химического состава сплава Мл-10. Установлено, что оптимальное сочетание прочности и пластичности исследуемого сплава обеспечивается при содержании элементов: Zr = 0,46%; Nd = 2,3%; Zn = 0,2%.

-	kan	100.00	pe pia		e	100
4.4	-			274-944	-949	
1.8 1.11	-7-		•			
1 to 1	Ē.	-	1	1	*	1
1 -	*	-				
		**				4
-		-	-		-	-

Рис. 5. Результаты многомерной условной оптимизации химического состава сплава Мл-10

### Перечень ссылок

- Магниевые и литейные алюминиевые сплавы / [И. Н. Фридляндер, И. С. Корнышева, Е. Ф. Волкова и др.]. // Авиационные материалы. Избранные труды 1932-2007. Юбилейный научно-технический сборник. – М. : ВИАМ. – 2007. – 353 с.
- Комплексная проба для оценки качественных показателей магниевых сплавов, отлитых под давлением / [П. Д. Жеманюк, В. В. Клочихин, Э. И. Цивирко, А. Ю. Драчевский] // Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні. – 2002. – № 2. – С. 41–45.
- Рейнор Г. В. Металловедение магния и его сплавов / Г. В. Рейнор. – М.: Металлургия. – 1964. – 486 с.
- Самарский А. А. Математическое моделирование / А. А. Самарский, А. П. Михайлов. М.: Физматлит. – 2001. – 256 с.
- Таха Х. А. Введение в исследование операций / Х. А.Таха. – М.: Вильямс. – 2005. – 311 с.
- Лотов А. В. Конспект лекций по теории и методам многокритериальной оптимизации / А. В. Лотов, И. И. Поспелова // Вестник МГУ. – М., 2006. – 314 с.

Поступила в редакцию 10.10.2008

Вивчено вплив основних легуючих елементів (Zr, Nd, Zn) на механічні властивості сплаву Мл-10. Побудовано матрицю планування експерименту за планом  $2^3$  з використанням спеціалізованої програми для розрахунків. Проведено математичну оптимізацію хімічного складу сплаву для одержання підвищеного рівня властивостей.

The basic alloying element (Zr, Nd, Zn) influence on mechanical properties of MI-10 alloy is studied. The matrix of experiment planning according to plan 23 using a dedicated calculation program is plotted. Mathematical optimization of alloy chemistry has been carried out to enhance alloy properties.

УДК 669.295: 621.762

### О. М. Шаповалова, Е. П. Бабенко

# ИССЛЕДОВАНИЕ СТРУКТУРЫ И СВОЙСТВ КРИСТАЛЛОВ РАФИНИРОВАННОГО ТИТАНА ПОВЫШЕННОЙ ЧИСТОТЫ ПРИ НАГРЕВЕ

Авторами методом термогравиметрического исследования изучено насыщение кристаллов титана повышенной чистоты газами при нагреве. Исследована структура частиц. Изучено влияние примесей внедрения на структуру рафинированного титана при нагреве.

Общей тенденцией развития цветной металлургии является повышение качества продукции. Эти исследования направлены на разработку новых технологических процессов по получению чистых и особо чистых металлов, без которых невозможно развитие современных отраслей науки и техники. Особую актуальность имеет титан как металл века и сплавы на его основе, обладающие уникальными свойствами, которые в первую очередь, зависят от содержания примесей. Из-за высокой активности металла к газам очень трудно получить титан высокой чистоты. Рафинированный титан повышенной чистоты представляет интерес как исходный материал для получения сплавов, обладающих эффектом памяти при нагреве, а также сплавов специального назначения с заданными свойствами для авиастроения или космической техники. Его получают методом электролиза, где процессы окисления и восстановления ведут в различных частях аппарата, что существенно облегчает разделение продуктов электролиза [1]. Кроме того, этот метод позволяет вести избирательное растворение (окисление) титана на аноде и избирательное его выделение на катоде, в то время как примеси накапливаются на аноде и в электролите. Такой металл содержит пониженное количество углерода, кислорода, азота в сравнении с металлом промышленного электролиза получения титановых порошков или других существующих способов производства титановых порошков. Поэтому изготовление изделий с высокой чистотой по примесям, применяемых в авиастроении, является важной задачей.

В табл. 1 представлены сравнительные данные химического анализа титановых порошков, полученных разными способами. Каким бы способом не были получены титановые порошки, все же они загрязняются примесями, в особенности газовыми [2, 3]. Из всех выпускаемых титановых порошков полупромышленного и промышленного производства наиболее чистыми являются кристаллы рафинированного титана повышенной чистоты.

Если содержание примесей внедрения в кристаллах иодидного титана, которые получают в лабораторных условиях, принять за 100%, то соответственно, другие порошки будут отличаться следующим образом (рис. 1).



Рис. 1. Относительное изменение примесей внедрения по отношению к кристаллам иодидного титана

|--|

Способ производства	Co	Содержание примесей внедрения, %					SO+N+C	Σприм.
титанового порошка	Cl	Ν	С	Н	0	2CI+H	20+N+C	внедрения
Кристаллы иодидного титана	0,002	0,005	0,03	0,002	0,010	0,004	0,045	0,049
Электролитическое рафинирование	0,054	0,012	0,005	0,0102	0,029	0,064	0,046	0,101
Промышленный электролиз	0,041	0,017	0,014	0,0075	0,083	0,0485	0,114	0,162
Восстановление натрием	0,121	0,010	0,0056	0,080	0,112	0,201	0,128	0,329
Восстановление магнием	0,105	0,270	0,085	0,126	0,176	0,231	0,531	0,762

© О. М. Шаповалова, Е. П. Бабенко, 2009

Как видно из рис. 1, содержание примесей в кристаллах рафинированного титана при комнатной температуре в 2 раза выше, чем у иодидного, в то время как в порошках магниетермического способа производства их больше в 15 раз. При повышении температуры хаотичность в движении молекул газов растет, и примеси, внедряясь в кристаллическую решетку титана, оказывают отрицательное влияние на свойства и структуру титанового порошка любого производства [4]. Поэтому вопрос о влиянии температуры нагрева на структуру и свойства кристаллов титана, которые наиболее чистые, является весьма актуальным.

Для исследования использованы кристаллы рафинированного титана повышенной чистоты, которые нагревали до температуры выше полиморфного превращения и проводили дифференциально-термические (DTA), термогравиметрические (TG) и (DTG) исследования на дериватографе системы Паулик-Паулик ЭРДЕЙ фирмы МОМ (Венгрия), где термопара была изготовлена из платино-платинородиевого сплава.

В результате многочисленных исследований [5, 6] показано, что титан из всех газовых примесей внедрения поглощает водород при комнатной температуре, причем содержание водорода зависит от содержания кислорода, скорости диффузии, энтальпии и энтропии полученных соединений (табл. 2).

Это подтверждено не только исследованием химического анализа, но и определением коэффициентов парной корреляции между водородом и титаном (r = 0,90), а также кислородом и титаном (r = 0,83), азотом и титаном (r = 0,58), углеродом и титаном (r = 0,1). С увеличением содержания водорода в кристаллах растет содержание кислорода в них. Для установления этой зависимости при повышении температуры в кристаллах титана и были проведены исследования на дериватографе.

На поверхности кристаллов рафинированного титана находятся остатки ионов, молекул электролита, солей, кислоты, воды, которые с повышением температуры начинают взаимодействовать с металлом, образуя при этом всевозможные соединения (рис. 2). Это подтверждено возникшей металлической связью между титаном и следующими элементами: железом (r = 0,75), марганцем (r = 0,69), хромом (r = 0,68), никелем (r = 0,63).

Поверхность кристаллов при комнатной температуре покрыта защитной пленкой (рис. 3), что подтверждает его высокую активность к газам. По своей природе, что подтверждено определением фазового состава порошка, пленка состояла из оксидов, гидридов или их сложных соединений. Она обладала недостаточной механической прочностью, легко разрушалась под действием напряжений в местах резких переходов рельефа поверхности частиц. Толщина слоя, насыщенного примесями внедрения, была неравномерной и в некоторых местах достигала 50 мкм. Микротвердость таких участков была значительно ниже на 15s...20% от основного металла частицы.



Рис. 2. Внешний вид сростков кристаллов титана повышенной чистоты

Соединение	Коэффициент скорости	Растворимость газа	Энтальпия ∆ <i>Н</i> , Лж/моль	Энтропия $\Delta S$ , Дж/монь град
TiH	1 6·10 <sup>-9</sup>	0-10 (319 °C)	43,6	
TiH <sub>2</sub> TiO	1,0 10	50-66,7 (450 °C)	6172	105,2-125,6
TiO <sub>2</sub>	1,5.10-10	≥65,5 (1842 °C)	8673,3	51,0 50,2
TiN	1,2.10 <sup>-10</sup>	21,4 (1050 °C)	5493	30,1
TiC	0,5.10-12	1-1,9 (900 °C)	1837	243

### Таблица 2 – Физические характеристики неметаллических соединений в кристаллах титана



Рис. 3. Защитная пленка на поверхности кристалла титана

Как показали исследования кристаллов титана, рост температуры приводит к насыщению металла газами, а затем к дальнейшей дегазации и окислению (табл. 3 и рис. 4). При этом были экспериментально зафиксированы три температурных интервала ( $\Delta T_1$ ,  $\Delta T_2$ ,  $\Delta T_3$ ), в каждом из которых установлено изменение количества массы порошка ( $\Delta m$ ) и его физико-химических характеристик.

Первый интервал (20s...120 °C) — насыщение кристаллов титана газами. Кристаллическая решетка рафинированного металла имеет прочную металлическую связь, которую при комнатной температуре внедренным атомам газа трудно разрушить. Они искажают кристаллическую решетку титана, изменяя при этом ее параметры. С повышением температуры нагрева насыщение металла газами растет. Оно происходит до опреде-



Рис. 4. Интервал изменения температуры при нагреве кристаллов рафинированного титана

ленной степени, пока не наступит разрыв атомных связей основного металла с искаженной частью кристаллической решетки. Как было ранее нами установлено [6], титан активно поглощает в первую очередь водород и кислород, поскольку их размеры атомов (у водорода 0,041 мкм) меньше или немного выше (у кислорода 0.068 мкм) размера октаэдрической поры титана (0,062 мкм), в которую он внедряется. Кристаллическая решетка титана повышенной чистоты более совершенна, близка к решетке компактного титана, зерна имеют малую протяженность границ, где сосредоточены дефекты ее. И внедриться в такую решетку даже атому водорода, размер которого меньше, чем размер поры, трудно. Поэтому для насыщения таких кристаллов газами понадобится 10 мин, а температура поднимется на 100 °С. Структура такого металла будет состоять из зерен α-титана. В сечении частицы повышенной чистоты при комнатной температуре представляли α-фазу (рис. 5) и по краям тонкий газонасышенный слой.

Как видно из графика рис. 6, содержание водорода в пробах рафинированного титана меняется от минимума (0,007%) до максимума (0,026%), т.е., на 0,019%, а для кислорода — от 0,02 до 0,04%. Разность между максимумом и минимумом в значениях как для водорода, так и для кислорода примерно одинакова. Это говорит о том, что они занимают одни и те же места в кристаллической решетке титана. Если октаэдрическая пора освобождается от водорода, она заполняется атомом кислорода и наоборот. К тому



Рис. 5. Микроструктура в сечение кристаллов рафинированного титана в нетравленом виде до нагрева, × 300

**Таблица 3** — Характеристики дифференциально-термического и термогравиметрического анализов в процессе нагрева и охлаждения проб кристаллов рафинированного титана повышенной чистоты

Ha	Навеска <i>m</i> , мг Наг				агрев, °С						
До нагрева, <i>m</i> <sub>1</sub> , мг	После нагрева m <sub>2</sub> , мг	Привес <i>Дт</i> , мг	<i>T</i> <sub>1</sub> − <i>T</i> <sub>2</sub> , °C	$\Delta T_1,$ °C	Δ <i>т</i> , мг	<i>T</i> <sub>2</sub> - <i>T</i> <sub>3</sub> , °C	Δ <i>T</i> <sub>2</sub> , °C	Δ <i>т</i> , мг	<i>T</i> <sub>3</sub> - <i>T</i> <sub>4</sub> , °C	$\Delta T_3,$ °C	Δ <i>т</i> , мг
134	154	20	20120	100	+0,3	120700	580	-2,9	700900	200	+22,6

же, из графика видна общая область, принадлежащая как водороду, так и кислороду (0,02...0,26). Видимо, при таком содержании элементов примесей в кристаллической решетке одновременно могут находиться оба атома.



**Рис. 6.** Влияние содержания водорода и кислорода в кристаллах титана на температуру нагрева

Второй интервал (120...700 °C) - дегазация порошка. Установлен широкий температурный интервал дегазации в кристаллах рафинированного титана. Как было указано выше, рафинированный титан чист по содержанию атомов примесей внедрения. Однако для атомов водорода кристаллическая решетка титана «прозрачная». К тому же, скорость диффузии атомов водорода в титане очень высокая, а с ростом температуры еще выше. Поэтому атомы внедрения свободно могут как заполнять, так и освобождать октаэдрические поры титана. Хаотичность в движении атомов газа при этом увеличивается, что влечет за собой расширение температурного интервала дегазации. Масса пробы рафинированного титанового порошка уменьшается на  $\approx 2\%$ . Однако, несмотря на рост температуры нагрева при дегазации, другим примесям внедрения (кислороду, азоту, углероду) покинуть октаэдрическую пору невозможно, в силу их большего размера.

Третий интервал — окисление порошка (700...900 °C). Процесс окисления начинается до температуры полиморфного превращения и продолжается до 900 °C. В электролитическом рафинированном титане интервал температуры окисления составляет 200 °C. Установлено резкое увеличение массы пробы, которое подтверждено рентгенографическим фазовым анализом, определением образовавшегося на поверхности гидрооксидного слоя, состоящего из TiO<sub>2</sub>, TiO, TiH (рис. 7).

Микроструктура в сечении кристалла представлена в виде «слоеного пирога», т.е., с поверхности вглубь его можно выделить несколько слоев:



**Рис. 7.** Микроструктура кристалла рафинированного титана в сечении, × 500

- гидрид титана;
- пустота;
- гидрид титана;
- оксид титана;
- пустота;
- основной металл.

Толщина этих слоев различная: гидридного до 0,02 мм; оксидного – 0,002 мм. Пустоты тоже различной величины: первый слой пустоты размером 0,003...0,005 мм, второй – до 0,02 мм. При определенных условиях, когда кристаллическая решетка гидрида титана теряет связь с основным металлом, происходит его отслоение. То же наблюдается и с оксидным слоем. Но, как видно на другой частице, процесс продолжается в глубь частицы. С повышением температуры кристаллическая решетка поверхностного слоя основного металла теряет свою устойчивость, металлическая связь между атомами разрывается, и образуется пора, которая проникает в глубь частицы. Наступает следующий этап образования гидрооксидных слоев и последующее их отслоение. Таким образом, кристалл разрушается.

Эти явления очень важны, их необходимо учитывать при выборе температуры спекания изделий из порошков титана. К тому же нельзя исключать, что кристаллы могут продолжать окисляться после спекания, т.е., при охлаждении. Образующаяся при этом гидрооксидная пленка будет уголщаться, со временем разрыхляться, отслаиваться, следовательно, размеры спекаемого образца уменьшатся.

На всех этапах (газонасыщения, дегазации и окисления) изменение массы пробы происходит по-разному. Газонасыщение и окисление приводят к уплотнению атомов в кристаллической решетке α-титана примесями внедрения. Происходит перестройка ее и образование новых соединений на поверхности кристаллов. Все это будет способствовать насыщению поверхности изделий газами при спекании, образованию оксигидридов и их отслаиванию.

Как видно из рис. 8, наблюдаются в порошках повышенной чистоты резкие перепады в изменении навески пробы. Это связано как с чистотой металла, так и с наличием повышенного содержания водорода и хлора в них, а также с особенностями производства порошка. Атомы водорода, находящиеся на поверхности частиц, с ростом температуры, имея повышенную скорость диффузии, проникают в октаэдрические пустоты быстрее, чем остальные примеси внедрения.



Рис. 8. Изменение массы пробы титанового порошка при нагреве

Для рафинированного титана повышенной чистоты таких пустот не настолько много, как в порошках другого производства, и заполнение их происходит при более низких температурах. С ростом температуры нагрева происходит заполнение этих пор атомами газов, взаимодействие их между собой и остатками хлоридов, образование новых соединений и дальнейшее «захлопывание» пор. Высокий привес пробы рафинированного титана при окислении, видимо, можно объяснить тем, что при повышенных температурах кислород практически невозможно удалить из октаэдрических пор, по сравнению с водородом.

Итак, проведенными исследованиями по газонасыщению кристаллов рафинированного титана при нагреве в воздушной атмосфере установлено:

 кристаллы более активно поглощают газы при нагреве, чем при комнатной температуре;

 насыщение поверхности частиц газами происходит в три стадии: газонасыщение, дегазация, окисление;

 насыщение кристаллов газами зависит от химического и фазового составов, а также от структуры поверхностного слоя;

 насыщение кристаллов газами необходимо учитывать при спекании изделий;

 – спекание изделий из титановых порошков необходимо проводить при температуре не выше 950 °C.

#### Перечень ссылок

- Электролитическое рафинирование титана в расплавленных средах / [под ред. В. Г. Гопиенко]. – М.: Металлургия, 1972. – 90 с.
- Шаповалова О. М. Поглощение газовых примесей при производстве титановых порошков / О. М. Шаповалова, Е. П. Бабенко // Вісник ДНУ. – 2003. – № 7. – 5 с.
- Шаповалова О.М. Вплив вмісту кисню в титані на поглинання водню / О. М. Шаповалова, Е. П. Бабенко // Вісник Академії митної служби України. – 2003. – № 2. – С. 74-79.
- Колачев Б. А. Физическое металловедение титана / Б. А. Колачев. – М. : Металлургия, 1969. – 374 с.
- Shapovalova O. M. The production of hydrides in titanic powders under different ways of manufacturing/O. M. Shapovalova, E. P. Babenko. – Sevastopol, 2005. – 2 c.

Поступила в редакцию 13.10.2008

Авторами методом термогравіметричного дослідження розглянуто насичення кристалів титану підвищеної чистоти газами при нагріванні. Досліджено структуру часток. Розглянуто вплив домішок впровадження на структуру рафінованого титану при нагріванні.

The authors have studied high purity titanium crystal saturation with gases when subjected to heating, with the research carried out using the method of thermogravimetric analysis. Particle structures have been researched as well as impurities impact on the structure of refined titanium when subjected to heating.

## УДК 669.295

### В. Г. Мищенко, А. С. Багрийчук

# ТИТАН УКРАИНЫ ДЛЯ АВИАСТРОЕНИЯ: ТЕНДЕНЦИИ И ПЕРСПЕКТИВЫ РАЗВИТИЯ

В статье рассматривается вопрос современного состояния титанового производства в мировой практике, место и роль Украины в производстве конструкционного материала третьего тысячелетия для нужд авиастроительной отрасли. Обосновывается необходимость и экономическая целесообразность совершенствования и расширения титанового производства в Украине как стратегического направления высоких технологий в цветной металлургии. Оценивается потенциальная возможность нашего государства войти в число лидирующих стран в производстве «летающего металла будущего».

По мнению ученых, благодаря своим уникальным свойствам: малому удельному весу и высокой механической прочности, высокой кислотной и коррозионной стойкости, низкой теплопроводности, биологической совместимости, немагнитности и др., — титан претендует стать конструкционным материалом третьего тысячелетия [1]. В силу своих преимуществ, он способен заменить железо точно так же, как когда-то железо заменило медь.

Титаносодержащие минералы широко распространены в земной коре, среди которых наибольшее распространение имеют минералы группы рутила и ильменита, значительные залежи которых (до 20% разработанных месторождений титановых руд) имеются в Украине. Титановое производство — сложное и наукоемкое, которое «по силам» только небольшому числу государств мира, способных осуществить полный цикл титанового производства — от добычи рудного сырья, до получения металлического титана и производства изделий из него. К таким государствам относится и Украина.

На нужды авиакосмической промышленности в настоящее время приходится 50-60% суммарного потребления титана и его сплавов, а к 2015 году этот показатель составит 70% несмотря на ожидаемое снижение числа самолетов, выпускаемых компаниями «Boeing» и «Airbus». Авиапромышленность Украины обладает огромным конструкционным и технологическим потенциалом для самостоятельного производства летательных аппаратов гражданской и военно-транспортной авиации.

Перестроечные и кризисные процессы в экономике нашей страны привели к резкому замедлению развития титанового производства и ухудшению качества титановой продукции, что резко уменьшило возможности Украины закрепиться на мировом рынке титана — стратегического конструкционного материала для ведущих отраслей народного хозяйства. В последние десятилетия в мировой практике значительно расширилось применение титана в различных отраслях народного хозяйства: от военно-промышленного комплекса до гражданского строительства и товаров народного потребления [2]. По мнению специалистов, в недалекой перспективе внутренний рынок Украины потребует титановой продукции до 6-7 тысяч тонн в год [3]. В настоящее время только несколько ведущих стран мира имеют возможность осуществлять «замкнутый цикл» титанового производства [4, 5], а стремящиеся к мировому лидерству страны, такие как Китай, успешно создали его у себя за кратчайший срок.

Основная задача данной статьи состоит в следующем:

 – анализ мировых тенденций в развитии титанового производства ведущими странами мира;

 – оценка практического использования титановой продукции в авиационно-космической отрасли для обеспечения роста экономического потенциала государств;

 – оценка места и роли Украины на мировом рынке титановой продукции и перспективных позиций в сфере развития высоких технологий в цветной металлургии.

Титановое сырье не редкость, по распространенности этот цветной металл уступает лишь алюминию и магнию, содержание его оксида в основных промышленных минералах весьма высоко - от 44% до 96%. Известно более 80 минералов, содержащих титан, среди которых наиболее распространенными являются минералы группы рутила и ильменита, значительные залежи которых открыты и разрабатываются в Украине. Мировые запасы ильменита и рутила, по оценке Геологической службы США «U. S. Geological Survey», характеризуются данными, приведенными в таблице 1 [6, 7]. Общие запасы ильменита в мире на конец 2005 года составляли 600 млн. тонн, а рутила – 50 млн. тонн (в пересчете на TiO<sub>2</sub>). Большая часть ильменита находится в

© В. Г. Мищенко, А. С. Багрийчук, 2009

Конструкционные материалы

Китае, Австралии и ЮАР, рутила — в Австралии, ЮАР и Индии. Канада, Норвегия, ЮАР, Австралия, Украина часть концентратов перерабатывают в титановый шлак с более высоким содержанием оксида титана.

Несмотря на свою распространенность, чистый титан в лабораторных условиях был получен только в начале прошлого века, а его промышленное производство началось лишь 60 лет назад. Продукт используется в высокотехнологичных и наукоемких отраслях: космосе, авиации, атомной энергетике, флоте и медицине. Растет потребление титана в гражданском самолетостроении. И понятно почему: титан сочетает в себе основные параметры эффективности самолета — веса, надежности, стоимости обслуживания и прибыли от эксплуатации. Это главные критерии для авиаперевозчиков.

**Таблица 1** — Мировые запасы титановых минералов, млн. т [7]

Страна	Ильменит	Рутил
KHP	200	-
Австралия	130	19
ЮАР	63	8,3
Индия	85	7,4
Норвегия	37	-
Канада	31	-
Мозамбик	16	0,5
Бразилия	12	3,5
США	6	0,4
Украина	5,9	2,5
Россия	82	20
Казахстан	4	-
Прочие страны	28	2

В настоящее время разработчики авиатехники перестраивают всю материаловедческую концепцию строительства самолетов, активно привлекая и используя композиционные материалы на основе углеволокна и титановые сплавы. Первые заменяют алюминий и сталь, вторые - коррозионностойкие стали и сплавы. Причин перехода на композиционные материалы несколько. Во-первых, наметился быстрый рост пассажирских и грузовых перевозок, объем которых, по прогнозам специализированной аналитической группы Airline Monitor, в период с 2008 по 2026 год увеличится втрое, что потребует в два раза увеличить парк магистральных авиалайнеров. Во-вторых, в условиях высоких цен на топливо самолетостроительным компаниям приходится разрабатывать и готовить серийный выпуск экономичных моделей авиалайнеров. Поскольку с композитами «уживается» только титан, спрос гражданского самолетостроения на титановые полуфабрикаты возрастет к 2015 году примерно в два раза [7, 8].

До сих пор титан остается самым дорогим из «крупнотоннажных» металлов, а его использование остается весьма ограниченным. Причина тому сложная и затратная технология производства металлического титана. Даже незначительные примеси делают его хрупким, сводя на нет важнейшие потребительские качества. Хуже того, при высоких температурах титан легко абсорбирует атмосферные газы и примеси, из-за чего многочисленные технологические процессы, сопровождающие плавку, приходится вести в вакууме или в атмосфере инертных газов. Металлургическое производство предъявляет жесткие требования к качеству сырья и включает в себя множество переделов: ГОКи поставляют концентрат на предприятия, изготавливающие губчатый титан, а он, в свою очередь, поступает на металлургические заводы, выплавляющие металлический титан и изготавливающие из него прокат и штамповки. Исключительная сложность и затратность выплавки металла определяет специфику экономики титанового производства: по финансовым показателям добывающие активы играют в титановой промышленности мизерную роль, почти вся добавленная стоимость формируется на металлургических предприятиях. Ряд исследовательских групп на Западе пытается радикально упростить технологию, и тогда конфигурация мирового титанового рынка изменится кардинально, но пока это представляется уделом отдаленного будушего [9].

Нынешнее мировое производство металлического титана незначительно превышают 100 тыс. тонн в год. Титановый бизнес — дело инновационное, наукоемкое и технологически сложное, требующее жесткого контроля за производством и надежности в глазах покупателя. Крупных производителей титана можно пересчитать по пальцам одной руки, потребителей тоже не много, основную часть металла для производства планеров закупают несколько ведущих мировых корпораций, среди которых лидируют авиастроительные компании Boeing и Airbus и компании, производящие авиадвигатели. Биржевой рынок титана отсутствует, а покупатели предпочитают долгосрочные отношения и контракты.

Титановая промышленность Украины главным образом представлена производством титановой губки, хотя в последнее время делаются малоперспективные попытки наладить производство титановых сплавов.

Цикличность авиакосмической отрасли, являющейся главным потребителем прочнейшего металла, определяет ярко выраженную периодичность и самой титановой промышленности. В 2001-2002 годах объемы потребления титана и цены на него сильно снизились — сказались спад в авиастроении после терактов в США и ввод

новых мощностей в Америке, Австралии и ЮАР. В этот период, по данным компании Toho Titanium, загрузка мощностей в среднем по миру упала до 70 %, а цены на губчатый титан к концу 2003 года опустились до уровня двадцатилетней давности [10].

Среди крупных потребителей титановой губки, поддерживающих нынешнюю ценовую конъюнктуру, являются, прежде всего, американские компании Timet, RMI Titanium, ATI Allvac и Unity Titanium [10]. Как сообщило Toho Titanium, это самый большой рост цен за всю историю компании, но в условиях рынка он вполне закономерен. В середине 2004 года в Монтере (Калифорния) прошла ежегодная конференция Международной ассоциации по титану (ITA). Главный вывод этой конференции неутешителен – задержка восстановления потребительского спроса на крупнейшем (аэрокосмическом) титановом рынке откладывает перспективы существенного роста производства титановой продукции. Однако рынки, не связанные с аэрокосмическим производством, могут восстановиться значительно быстрее [11].

С 2005 года рынок производства губчатого титана начал активизироваться, однако готовый продукт титанового производства имели возможность получать только несколько стран мира (рис. 1).

Вопрос об участии Украины на международном рынке титановой продукции и использовании на нем своих потенциальных возможностей остается открытым. Дело в том, что первичный титан в виде высококачественной титановой губки является основным конструкционным материалом для аэрокосмической промышленности. Титановая же губка украинского производства, в основном, по своим качественным характеристикам пока что не соответствует требованиям аэрокосмического производства. Однако, рынок титановой продукции, кроме губчатого титана (который в основном и выпускается в Украине), потребляет и ферротитан, производимый сталелитейными заводами, составляющий основную конкуренцию титановой губке. Некоторые заводы Европы ориентируются на использование ферротитана, объясняя это потенциальным ростом дефицита титановой губки.

Положение поставщика титановой губки для производства ферротитана или титанового порошка и потеря рынка высококачественного титана для аэрокосмической техники не должно удовлетворять Украину. Так что же мешает Украине стать конкурентоспособной на рынке высококачественной титановой продукции? Попробуем разобраться в этом достаточно сложном вопросе.

Единственный в Украине производитель металлической титановой губки — Запорожский



Рис. 1. Статистика производства титановой губки, титановых слитков и проката ведущими мировыми производителями за 2006-2008 гг.

титаномагниевый комбинат (3TMK) имеет производственные мощности на уровне 20 тыс. т. титановой губки в год. Однако, невзирая на колоссальный дефицит губки на мировом рынке, 3TMK медленно наращивает мощности ее производства и не заботится о расширении технологического цикла и сортамента выпускаемой продукции. Из-за незавершенности технологического процесса, продукция комбината не может быть востребована отечественными авиационными предприятиями, которые вынуждены закупать необходимые сплавы за границей. При этом, 3TMK по «бросовым ценам» вынужден снабжать едва ли не полмира сырьевым полуфабрикатом низкого качества.

До каких же пор мы будем торговать дешевым «сырьем» вместо дорогостоящей готовой продукции ?

По разным оценкам, для полного восстановления производства титана, Украине требуется инвестировать в отрасль 1-2 миллиарда долларов с периодом окупаемости в 5-10 лет. Такой объем инвестиций необходим не только для модернизации производства на ЗТМК, но и для расширения рудной базы и для модернизации производства на крымском ПО «Титан» и на ОАО «Сумыхимпром». К таким инвестициям наше государство пока не готово, а вопрос акционирования предприятий титанового комплекса «висит в воздухе» уже многие годы. Конечно же, государство, в любых условиях рыночной экономики, не должно терять контроль над стратегической отраслью народного хозяйства. Но и не давать ей развиваться тоже бесхозяйственно и экономически не выгодно, так как Украина несет экономические потери, не используя потенциальные возможности своего, во многом уникального, титанового комплекса.

Разработанная в Украине программа развития подотрасли до 2011 года не учитывает известные разработки и потенциальные технологические новшества, которые будут в ближайшей перспективе использованы развитыми аэрокосмическими державами. Программа развития отрасли, естественно и закономерно, должна опираться на науку, ибо титановое производство относится к сфере высоких технологий и требует значительных усилий ученых и практиков для своего развития и поддержания на конкурентоспособном уровне. Поэтому необходимо максимально активизировать научный потенциал Украины и Запорожской области в направлении повышения эффективности титанового производства для укрепления конкурентных позиций Украины в международном экономическом пространстве. Управление титановым производством должно быть отдано исключительно в руки ведущим ученым, как это уже сделано за рубежом.

Совершенно очевидно, что «украинский титан», прежде всего, обязан завоевать рынок отечественных потребителей, а затем проявлять активность на мировом рынке, за счет повышения качества и расширения сортамента продукции самого высоко технологичного передела — листовой и сортовой прокат, штучные отливки и поковки.

#### Перечень ссылок

- Николаев Г. И. Металл века / Г. И. Николаев. М.: Металлургия, 1987. – 165 с.
- Кудрявцев Ю. Н. Титановый век: проблемы, надежды, опасности / Ю. Н. Кудрявцев // Титан. – 2002. – № 1. – С. 79–81.
- Тэлин В. В. Анализ тенденций развития технологий, производства и потребления титана / [В. В. Тэлин, В. И. Иващенко, И. Ф. Червоный и др.] // Титан. – 2005. – № 2. – С. 70–73.
- Федоров В. Титановый бумеранг / В. Федоров, В. Щекин-Кроов // Рынок металлов. 1999. – № 8. – С. 35–39.
- Фалькевич Э.С. Мы все в одной подводной лодке / Э. С. Фалькевич // Рынок металлов. – 1999. – № 8. – С. 58–61.
- Рынок титанового сырья в 2008 году [Електронний ресурс] : <u>http://www.infogeo.ru/</u> metalls/press/.
- Titanium Statistics and Information [Електронний ресурс]: <u>http://minerals.usgs.gov/minerals/</u> pubs/commodity/titanium/#links.
- Обзор рынка цветных металлов [Електронний ресурс] : <u>http://arsenal.dn.ua/article/</u>.
- 9. «Космический» прокат [Електронний ресурс] : <u>http://www.dsnews.ua/companies-markets/</u> <u>markets-regions/</u>.
- 10. Ситуация на мировом рынке титана [Електронний ресурс] : <u>http://www.titanmet.ru</u>.
- 11. Титан испытают на прочность [Електронний pecypc]: http://titan-association.com/news.

Поступила в редакцию 10.01.2009

В статті розглядається питання сучасного стану титанового виробництва у світовій практиці, місце і роль України у виробництві конструкційного матеріалу третього тисячоліття для потреб авіабудівної галузі. Обґрунтовується необхідність та економічна цілеспрямованість вдосконалення та розширення титанового виробництва в Україні, як стратегічного напрямку високих технологій в кольоровій металургії. Оцінюється потенційна можливість нашої держави увійти до числа провідних країн у виробництві «літаючого металу майбутнього».

The condition of titanium manufacture as of today in the world practice is analyzed, as well as the place and role of Ukraine in manufacturing this constructive material of the third millennium for aviation industry. The necessity and economic expediency of improving and expanding titanium production in Ukraine is substantiated as a strategic trend of high technologies in nonferrous metallurgy. Ukraine potential to rank among the countries leading in production of so-called flying metal of the future is estimated. УДК 621.19

### Norbert Radek, Jurji Shalapko, Maciej Kowalski

# INVESTIGATIONS OF THE CU-MO AND CU-TI ELECTRO-SPARK COATINGS AFTER LASER TREATMENT

The article focuses on the laser treatment impact on strength of electric-spark deposited coatings. The coating microstructure, microhardness, and corrosion resistance are analyzed to evaluate the coating properties. Experiments have been carried out with Mo and Ti coatings deposited onto the substrate of steel 45 followed with a laser fusion treatment carried out in BLS 720 installation with neodymium (ND) glass.

### **1** Introduction

The processes of coating formation on metal parts including electro-spark deposition involve mass and energy transport accompanied by chemical, electrochemical and electrothermal reactions [1÷3]. Today, different electro-spark deposition techniques are used; they are suitable for coating formation and surface microgeometry formation [4÷7].

The process of electrospark deposition is characterized as follows:

- the reinforcement effect is dependent on the sedimentation of the anode material on the cathode surface; the best results are obtained when the anode material is very hard and resistant to wear, e.g. tungsten, titanium, or chromium carbides;

- the hardened outer layer is a result of the interaction of the anode and cathode elements forming solid solutions, chemical compounds, oxides and nitrides;

- the transfer and interaction of electrode materials as well as the impulse action of high temperature and pressure are responsible for the hardening effect, and they lead to the formation of extremely unbalanced phases.

The electro-spark deposition coating is characterized by non etching structure. It is stay white after etching. The surface layer is constituted in environment of local high temperature and high pressure. The fundamental value parameters of electromachining are as following [8]:

- shock wave pressure comes from electric spark is  $(2-7)10^3$  GPa,

- temperature rich  $(5-40)10^3$  Celsius degree value.

How the surface layer was generating by electrospark deposition process is depicted in details in Figure 1. To understand this scheme below is necessary to list accurate descriptions, i.e.: 1 – material of base (cathode), 2 – working electrode (anode), 3 – created coating with established operational features, 4 – plasma, 5 – diffusive or reactive-diffusive zone, 6 – nearer surrounding (shielding gas), 7 – further surrounding (air), 8 – electrode holder with channels supplying gas, IR - infrared radiation, UV ultraviolet radiation.

Coatings produced by electro-spark deposition are applied:

- 1. to protect new elements,
- 2. to recover the properties of worn elements.

Electro-spark alloying is becoming more and more popular as a surface processing technology. Electrospark deposited coatings are frequently applied in industry, for example, to produce implants or cutting tool inserts. The coatings are deposited with manually operated equipment or robotized systems.

In the United States, the research on this technology has been sponsored, for instance, by NASA, AIR FORCE, and US NAVY [9].

Electro-spark deposited coatings are not free from disadvantages but these can be easily eliminated. One of the methods is laser treatment; a laser beam is used for surface polishing, surface geometry formation, surface sealing or for homogenizing the chemical composition of the coatings deposited.

It is envisaged that the advantages of laser-treated electro-spark coatings will include:

- lower roughness,
- lower porosity,
- better adhesion to the substrate,



Fig. 1. Scheme of surface layer forming by electro-spark deposition method [3]

© Norbert Radek, Jurji Shalapko, Maciej Kowalski, 2009 ISSN 1727-0219 Вестник двигателестроения № 1/2009

- 143 -

- higher wear and seizure resistance,

 higher fatigue strength due to the occurrence of compressive stresses on the surface,

- higher resistance to corrosion.

The work discusses the properties of electro-spark deposited Cu-Ti and Cu-Mo coatings subjected to laser treatment. The properties were established basing on the results of a microstructure analysis, corrosion resistance tests and microhardness tests.

### 2 Experiments

The tests were conducted for heterogeneous Ti-Cu and Cu-Mo coatings produced by electro-spark deposition, which involved applying Cu, Mo and Ti electrodes with a diameter of 1 mm (the anode) on the C45 steel substrate (the cathode). Here copper constitutes the core coating material in the formation of low-friction surface layers; it also compensates for the occurrence of residual stresses. Titanium and molybdenum act as the reinforcing constituents. The chemical composition of C45 carbon steel is presented in Table 1. The coating materials, i.e. molybdenum (99.8% Mo), titanium (99.8% Ti) and copper (99.2% Cu) in the form of wire ( $\phi = 1$  mm) were purchased from BIBUS Metals Sp. z.o.o. (certificate included).

 Table 1. Chemical composition of C45 carbon

 steel

Elements	С	Mn	Si	Р	S
Content %	0,420,50	0,500,80	0,100,40	0,04	0,04

The heterogeneous coatings were electro-spark deposited on C45 steel substrate by means of the ELFA-541 made by a Bulgarian manufacturer. Basing on the analyses of the current characteristics as well as the manufacturer's recommendations, it was assumed that the parameters of the ESD operation should be as follows: current intensity I = 16 A (for Cu I = 8A); table shift rate V = 0.5 mm/s; rotational speed of the head with electrode n = 4200 rev/min; number of coating passes L = 2; capacity of condenser system C = 0.47 MF; pulse duration  $T_i = 8$  Ms; interpulse period  $T_p = 32$  Ms; frequency f = 25 kHz.

The subsequent laser treatment was performed with the aid of a BLS 720 laser system employing the Nd:YAG type laser operating in the pulse mode. The following parameters were assumed for the laser treatment: laser spot diameter d = 0.7 mm; laser power P = 20 W; beam shift rate V = 250 mm/ min; nozzle-sample distance h = 1 mm; pulse duration  $t_i = 0.4$  ms; frequency  $f_1 = 50$  Hz.

The heterogeneous coatings were electro-spark deposited on C45 steel substrate by means of the ELFA-541 made by a Bulgarian manufacturer. Basing on the analyses of the current characteristics as well as the manufacturer's recommendations, it was assumed that the parameters of the ESD operation should be as follows: current intensity I = 16 A (for Cu I = 8A); table shift rate V = 0.5 mm/s; rotational speed of the head with electrode n = 4200 rev/min; number of coating passes L = 2; capacity of condenser system C = 0.47 MF; pulse duration  $T_i = 8$  Ms; interpulse period  $T_p = 32$  Ms; frequency f = 25 kHz.

The subsequent laser treatment was performed with the aid of a BLS 720 laser system employing the Nd:YAG type laser operating in the pulse mode. The following parameters were assumed for the laser treatment: laser spot diameter d = 0.7 mm; laser power P = 20 W; beam shift rate V = 250 mm/min; nozzle-sample distance h = 1 mm; pulse duration  $t_i = 0.4$  ms; frequency  $f_1 = 50$  Hz.

#### **3** Results and discussion

#### 3.1 Microstructure analysis

A characteristic feature of any electro-spark deposited coating is that the new layer has a difficultto-etch structure – it remains white. Similar layers are produced by grinding and lapping. What the processes have in common is high temperature and high loads applied locally. Electro-spark deposition differs from grinding and lapping in the process intensity: the pressure of the shock wave from an electric spark discharge is  $(2\div7)*10^6$  N/mm<sup>2</sup> and the temperature reaches values of the order of  $(5\div40)*10^3$  °C (in grinding it does not exceed 1000 °C) [10].

The temperature during an electro-spark discharge increases locally and it is much higher than the boiling point of the materials the electrodes are made of. A high heat transfer rate causes that the temperature within the layer falls rapidly to the solidifying point, the thickness of the coating being of the order of several micrometers. According to Ref. [11], the processes of crystallization, phase transition and chemical interaction occur in the solid phase. Electro-spark deposited coatings are fine-grain nonequilibrium structures, which are heterogeneous in composition, structure and properties. They are characterized by very high adhesion to the underlying substrate, which is a result of the diffusion or reactiondiffusion processes.

A Joel JSM-5400 scanning microscope equipped with an Oxford Instruments ISIS-300 X-ray microanalyzer was used to test the coating microstructure. Figures 2a and 3a show the microstructure of electro-spark deposited two-layer Cu-Ti and Cu-Mo coatings. The layer thickness is approximately 8÷10 mm, and the range of the heat affected zone (HAZ) inside the (underlying) substrate material is about 10÷15 mm. In the photographs, the boundary line between the two-layer coating and the substrate is clear. There are microcracks running across and along the coating. A linear analysis of the




**Fig. 2.** Microstructure (*a*) and linear distribution of elements in the Cu-Ti coating (*b*)

elements (Fig. 2*b*) of the Cu-Ti coating shows that the distribution of elements is non-uniform; there are zones with greater concentrations of Cu, Ti and Fe. Analyzing the linear distribution of elements, one can see that the adhesion of the coating to the substrate is of diffusive type. There is no clear separation of components either in the Cu-Ti or Cu-Mo coating (Fig. 3*b*). A higher content of carbon reported in the electro-spark deposited Cu-Mo coating is a result of ascending diffusion. Carbon from the C45 steel substrate travels to the electro-spark deposited technological surface layer (TSL) because of thermal interaction. Another observation is the diffusion of copper into the molybdenum layer (Fig. 3*b*).

An SEM/EDS analysis of the samples shows that there is some nitrogen in the Cu-Ti layer (Fig. 2b). It is assumed that the high-energy process accompanied by plasma formation results in the occurrence of a thin-layer phase of titanium nitride. The problem will be analyzed in detail at a later stage of the investigation.

The melting and solidifying processes during laser treatment resulted in the migration of elements across



**Fig. 3.** Microstructure (*a*) and linear distribution of elements in the Cu-Mo coating (*b*)

the coating-substrate interface. Laser radiation caused intensive convective flow of the liquid material in the pool and, in consequence, the homogenization of the chemical composition (Figs. 4b and 5b). It also led to the structure refinement and highly saturated phase crystallization (Figs. 4a and 5a) because of considerable gradients of temperature and high cooling rates. The technological surface layers, TSLs, produced by laser alloying, were free from microcracks and pores - an effect of surface sealing, and noncontinuities across the coating-substrate interface. There was practically no change in the chemical composition of the substrate. The thickness of the fused two-layer Cu-Ti and Cu-Mo coatings ranged 20:40 mm. In the heat affected zone (HAZ), which was 20÷50 mm thick, there was an increase in the content of carbon (Figs. 4b and 5b).

The point analysis conducted for the outer surface of the technological surface layers (TSLs) (Figs. 6a and 7*a*) shows high intensity of peaks of the elements present in the coating. In the Cu-Ti coating the contents of Ti and Cu are 73.96% at. and 15.43% at., respectively. The Cu-Mo coating contained 66.07% at.

of Cu and 10.98% at. of Mo, which may testify to the mixing of the two elements and the formation of a multi-component alloy (Fig. 7*a*).

The point analysis of the electro-spark coatings treated with a laser beam (Figs. 6b and 7b) shows



**Fig. 4.** Microstructure (*a*) and linear distribution of elements in the Cu-Ti coating after laser treatment (*b*)

high intensity of iron peaks in the alloyed layers. The content of iron in the laser-treated technological surface layers was between 88% at. and 97% at. After laser treatment, the intensity of peaks of Ti, Mo, Cu in the electro-spark deposited coatings was lower.



**Fig. 5.** Microstructure (*a*) and linear distribution of elements in the Cu-Mo coating after laser treatment (*b*)



Fig. 6. Spectrum of the characteristic X-ray radiation for an electro-spark deposited Cu-Ti coating on a C45 steel substrate: a – before laser treatment; b – after laser treatment



Fig. 7. Spectrum of an X-ray radiation for an electro-spark deposited Cu-Mo coating on a C45 steel substrate a – before laser treatment; b – after laser treatment

#### 3.2 Microhardness tests

The material microhardness was assessed using the Vickers method and a Hanemann tester. The measurements were performed under a load of 0,4 N. The indentations were made in perpendicular microsections in three zones: the white homogeneous difficult-to-etch coating, the heat affected zone (HAZ) and the substrate. The test results for the electrospark deposited Cu-Ti and Cu-Mo coatings before and after laser treatment are shown in diagrams in Fig. 8. Electro-spark deposition caused changes in the microhardness of the material. The microhardness of the substrate after electro-spark deposition was on average 280 HV<sub>0.04</sub>; the same value was reported for the substrate before the process. There was a considerable increase in microhardness after depositing the heterogeneous Cu-Ti and Cu-Mo coatings. The microhardness of the Cu-Ti coating was 514  $HV_{0.04}$  – an increase of 84%. The microhardness of the Cu-Mo coating was approx. 587  $HV_{0.04}$  – a rise of 110%. The microhardness of the Cu-Ti coating in the heat affected zone (HAZ) after electro-spark treatment was 57% higher than that of the substrate material. In the Cu-Mo coating, it increased by 51%. The higher microhardness of the Cu-Ti coating in the HAZ may have been due to the formation of titanium carbides. Laser treatment had a favorable effect on the changes in the microhardness of the electro-spark deposited coatings. There was an increase of 161% in the microhardness of the Cu-Mo coating and an increase of 144% in microhardness of the Cu-Ti coating.





a - the Cu-Ti coating before and after laser treatment, b - the Cu-Mo coating before and after laser treatment

#### 3.3 Corrosion resistance tests

The corrosion resistance of the Cu-Ti and Cu-Mo coatings and the underlying substrate before and after laser treatment was analyzed using a computerized system for electrochemical tests, Atlas'99, produced by Atlas-Sollich. The potentiodynamic method was applied, because it is reported to be one of the most effective methods of electrochemical testing.

The cathode polarization curve and the anode polarization curve were determined by polarizing the samples with a potential shift rate of 0.2 mV/s in the range of  $\pm 200$  mV of the corrosive potential, and with 0.4 mV/s in the range of higher potentials. Samples with a marked area of 10 mm in diameter were polarized up to a potential of 500 mV. The polarization curves were drawn for samples exposed for 24 hours to a 3.5% NaCl solution so that the corrosive potential could be established. The tests were performed at a room temperature of 21 °C ( $\pm 1$  °C).

The characteristic electrochemical values of the materials under test are presented in Table 2. Electrospark deposited coatings were reported to have similar corrosion resistance to that of the substrate material.

There was a slight migration of elements between the coating and the substrate, which resulted in the occurrence of microcracks (Fig. 2a) sometimes followed by the coating unsealing and loss of corrosion resistance. A system with a two-layer coating is assumed to fulfill two functions: increase corrosion resistance and wear resistance. The coatings which contained Cu acted as cathodes. The coatings oxidized for instance with Ti (Cu/Ti, TiO<sub>x</sub>), which are resistant to wear, acted as anodes. Resistance to wear and corrosion depends on the quality of coatings, particularly their sealing properties.

 Table 2. Current density and corrosion potential

 of the materials tested

Material	Corrosion current density $I_k [\mu A/cm^2]$	Corrosion potential E <sub>KOR</sub> [mV]
C45	$112\pm17.8\%$	-458
C45+Laser	86.4 ± 16%	-522
C45+Cu+Ti	$97.8\pm5.4\%$	-555
C45+Cu+Ti+Laser	89.3 ± 19.1%	-527
C45+Cu+Mo	$42.9\pm11.8\%$	-620
C45+Cu+Mo+Laser	$30.7\pm2.6\%$	-629

The Cu-Mo coating was reported to have the highest corrosion resistance. The corrosion current density of the coating was  $42.9 \text{ MA/cm}^2$ , while that of the C45 steel substrate was  $112 \text{ MA/cm}^2$ . Applying the Cu-Mo coating improved the sample corrosion

resistance by approx. 162%. There was, however, no significant increase in the corrosion resistance when the Cu-Ti coating was applied. This is due to a considerable difference in the values of normal potentials ( $P^0$ ) between copper and titanium, and the formation of galvanic microcells. The fusion of the coating and the substrate resulted in a considerable heterogeneity of electrochemical potentials on the coating surface. The microcracks in the surface layer also contributed to the intensification of the corrosion processes.

There was some improvement in the corrosion resistance of the electro-spark deposited coatings after laser treatment. The healing of microcracks resulted in higher density and therefore better sealing properties.

The highest corrosion resistance after laser treatment was reported for the Cu-Mo coating ( $I_k = 30.7 \text{ MA/cm}^2$ ). For the C45 steel substrate,  $I_k$  was 6.4 MA/cm<sup>2</sup>. Thus, the corrosion resistance increased by about 30% after laser treatment.

Laser treatment caused a decrease in the corrosion current and in two out of three cases a decrease in the corrosion potential.

The C45 steel substrate after laser treatment had a martensitic structure, while in the normalized state it possessed a ferrite-pearlite structure. It can be assumed that martensite had higher corrosion resistance than ferrite and pearlite. A similar case was described in Ref. [11]. The martensite observed in 38HMJ steel modified with a laser beam had higher corrosion resistance, compared to that of the non-modified material.

Laser treatment improved the surface smoothness and corrosion resistance; there was a decrease in the surface roughness, Ra, from 2.02 mm to 1.75 mm.

## Conclusions

The following conclusions can be drawn from the analysis and test results.

1. A concentrated laser beam can effectively modify the state of the surface layer, i.e. the functional properties of electro-spark coatings.

2. After laser radiation, two-layer electro-spark deposited Cu-Ti and Cu-Mo coatings are characterized by better functional properties, i.e. higher microhardness and higher resistance to corrosion.

3. There is no change in the chemical composition of electro-spark deposited coatings after laser treatment in spite of their melting and solidification. The results of laser radiation are the homogenization of the chemical composition, structure refinement and the healing of microcracks and pores.

4. The favorable changes in the properties of electrospark coatings after laser treatment lead to the improvement of the abrasive wear resistance when the coatings are in contact with a neutral or aggressive medium.

#### References

- Galinov I. V. Mass transfer trends during electrospark alloying / I. V. Galinov, R. B. Luban // Surface & Coatings Technology. – 1996. – Vol. 79. – P. 9–18.
- Liu J. The formation of a single-pulse electrospark deposition spot / J. Liu, R. Wang, Y. Qian // Surface & Coatings Technology. – 2005. – Vol. 200. – P. 2433–2437.
- Ozimina D. Model formowania przeciwzużyciowych warstw wierzchnich za pomocą obróbki elektroiskrowej / D. Ozimina, H. Scholl, M. Styp-Rekowski // Wybrane zagadnienia obróbek skoncentrowana energią. – Bydgoszcz, 2003. – P. 104–109.
- Agarwal A. Pulse electrode deposition of superhard boride coatings on ferrous alloy /A. Agarwal, N. Dahotre // Surface & Coatings Technology. – 1998. – N 106. – P. 242–250.
- Ozimina D. Forming of machine elements tribologic functional features by means of discharge created coatings / D. Ozimina, N. Radek, M. Styp-Rekowski // International Tribology

Conference. - Kobe, 2005. - 201 p.

- Radek N. Laser treatment of electro-spark deposited coatings / N. Radek, B. Antoszewski // Materials Engineering. – 2005. – N 4. – P. 13–15.
- Chen Z. Surface modification of resistance welding electrode by electro-spark deposited composite coatings: Part I. Coating characterization / Z. Chen, Y. Zhou // Surface & Coatings Technology. – 2006. – Vol. 201. – P. 1503–1510.
- Miernikiewicz A. Doњwiadczalno-teoretyczne podstawy obrybki elektroerozyjnej (EDM) / A. Miernikiewicz // Politechnika Krakowska. – Rozprawy. – 2000. – 274 р.
- U.S. Patent No. 5071059 «Method for joining single crystal turbine blade halves» – 1991.
- Praca zbiorowa pod redakcją J. Petrowa: Elektroiskrowoje legirowanie metallićieskich powierchnostoj. Sztijnca, Kisziniew 1985.
- Zielecki W. Modyfikowanie właściwości technologicznych i użytkowych stali wiązką laserową i elektronową / W. Zielecki // Rozprawa doktorska, Politechnika Rzeszowska, Rzeszów 1993.

Поступила в редакцию 12.01.2009

В статье рассматривается влияние лазерной обработки на прочностные свойства электроискровых покрытий. Свойства были оценены с помощью микроструктурного анализа, определения микротвердости и коррозионной стойкости. Эксперименты проводились для покрытий из молибдена, титана, нанесенных на сталь 45, с последующей лазерной обработкой с оплавлением. Лазерная обработка выполнена на установке BLS 720 с неодимовым стеклом.

У статті розглядається вплив лазерної обробки на міцністні властивості електроіскрових покриттів. Властивості були оцінені за допомогою мікроструктурного аналізу, визначення мікротвердості й корозійної стійкості. Експерименти проводилися для покриттів з молібдену, титану, нанесених на сталь 45, наступною лазерною обробкою з оплавленням. Лазерна обробка виконана на установці BLS 720 з неодимовим склом.

# УДК 621.891:669.018.44

## Л. И. Ивщенко, В. В. Цыганов, В. И. Черный

# УСКОРЕННЫЕ ИСПЫТАНИЯ СЛОЖНОНАГРУЖЕННЫХ ДЕТАЛЕЙ ТРИБОСОПРЯЖЕНИЙ

Рассмотрены конструкции стендов для моделирования процессов контактного взаимодействия в трибосопряжениях газотурбинных двигателей, которые работают в условиях сложного нагружения, а также исследований их износостойкости. Показана возможность проведения ускоренных испытаний моделей фрикционных пар, приближенных к реальным условиям эксплуатации трибосопряжений с различными видами нагружения.

Успешное решение одной из основных задач машиностроения – повышения надежности, работоспособности и долговечности машин и приборов, в том числе газотурбинных двигателей, тесно связано с проблемой износостойкости промышленных материалов, базирующейся на комплексном использовании достижений механики, физики, химии. Основной задачей триботехнологии является исследование и создание оптимальных пар трения, узлов трения, обеспечивающих заданную надежность и долговечность механических систем в установленных условиях эксплуатации. Анализ отказов узлов трения показывает, что причины их формируются на различных стадиях создания новой техники, но подавляющее большинство рождается на технологическом этапе. Решение проблемы износостойкости связано с изучением и поиском закономерностей процессов в зоне контактного взаимодействия твердых тел, необходимых для разработки новых методов снижения вредного воздействия трения и изнашивания.

Однако при исследованиях процессов в зоне контактного взаимодействия твердых тел обычно встречаются с трудностями, связанными с противоречивыми данными исследований износостойкости трибосопряжений и невозможности сопоставления различных методов исследования. Рядом авторов в большей мере проводились исследования износостойкости фрикционных пар с использованием стандартных или модернизированных машин трения в процессе качения или скольжения образцов. Полученные при этом результаты исследований не позволяют создать картину процесса изнашивания, отвечающую реальному процессу, так как большая часть трибосопряжений работает в условиях более сложного нагружения. Сложное взаимодействие твердых тел в контактной зоне должно учитываться при построении моделей контактирования и прогнозирования поверхностной прочности материалов при динамических нагрузках.

В связи с этим, предпочтительным является применение при исследованиях фрикционных

© Л. И. Ивщенко, В. В. Цыганов, В. И. Черный, 2009

процессов специальных установок, работающих при контактных нагрузках, прикладывающихся в разных направлениях, например, при трении с соударением [1, 2]. Данные установки позволяют моделировать соударение с проскальзыванием при возвратно-поступательном перемещении за счет крепления испытуемых образцов на плоских пружинных держателях и привода от электродвигателя через диск с неуравновешенной массой или специального кулачка. Для проведения испытаний при температурах, которые отличаются от комнатных, предусмотрена возможность проведения испытаний в камере, где поддерживаются необходимые температуры. Однако нерегулируемость параметров нагружения и двухмерность нагружения ограничивают использование этих **установок.** 

Необходимо учитывать, что большая часть деталей трибосопряжений различных машин и механизмов в процессе эксплуатации находятся в условиях трехмерного нагружения, в связи с функциональными взаимными перемещениями в разных направлениях, наличием вибраций или их комбинациями.

Например, особенности нагружения трибосопряжений, структурно и кинематически входящих в механические системы летательных аппаратов, предъявляют специфические требования к испытательному оборудованию. Большинство трибосопряжений работают в условиях сухой или граничной смазки. Поверхности трения воспринимают высокие динамические удельные нагрузки, законы изменения которых могут носить стохастический или детерминированный характер. Возможно изменение температуры окружающей среды от -60 до +1000 °С. Относительное скольжение трущихся поверхностей носит качательный, осциллирующий или возвратно-поступательный характер. Так, в условиях трехмерного нагружения находятся антивибрационные полки вентиляторных лопаток авиационных газотурбинных двигателей, а также некоторые конструкции бандажных полок рабочих лопаток турбины газотурбинных двигателей.

Установлено [3], что при работе двигателя наблюдается существенное рассеяние по окружности ротора условий нагружения любой из пар полок по давлению в зоне контакта, амплитуде проскальзывания, частоте колебаний. Поэтому в одном рабочем колесе через неконтролируемые условия нагружения возникают зоны повышенного и пониженного износа. причем. разброс. по данным этой работы, может составлять ±650 %. Положение таких зон в настоящее время предсказать невозможно. При этом, испытания натурного узла трения не всегда возможны из-за длительности испытаний и большой стоимости проведения эксперимента по полному циклу. Поэтому большое значение приобретают методы ускоренных испытаний пар трения, при которых необходимый объем информации об износостойкости получается в более короткий срок. Очевидно, наиболее приемлемым может оказаться метод испытаний, основанный на моделировании натурных условий на динамическом стенде.

Для исследований износостойкости подобных трибосопряжений было разработано специальное устройство, позволяющее реализовывать условия трехмерного нагружения при различных температурах окружающей среды и испытывать образцы в условиях, более приближенных к реальным условиям эксплуатации [4]. Создается трехмерное нагруженное состояние образцов – удар и проскальзывание в двух взаимно перпендикулярных направлениях.

На рис. 1 представлена схема установки, в которой проскальзывание в двух взаимно перпендикулярных направлениях обеспечивается за счет закрутки пружинных пластинчатых держателей, что лает лополнительную степень своболы держателям. При этом одновременно накладывается связь, которая согласует движения в разных степенях свободы таким образом, что соотношение передаточных чисел этих движений остается постоянным. Постоянство передаточных чисел достигается упругими свойствами пружинных держателей. Для более точного воспроизведения характера прогиба пера лопатки возможно применение державок с переменным сечением по высоте и ширине, как это имеет место в реальных лопатках.

Установка работает следующим образом.

Образцы устанавливаются в державки узла крепления образцов. Постоянное расстояние между ними в подвижном и недвижимом состояниях обеспечивается роликом, который также исключает влияние прогиба пружинных пластинчатых держателей на полноту контакта рабочих поверхностей образцов.

Движение с требуемой амплитудой обеспечивается узлом задания амплитуды. Вращение кулачка, осуществляемое электродвигателем, приво-



Рис. 1. Схема установки с закрученными держателями

 1 – узел задания амплитуды колебаний; 2 – узел крепления образцов; 3 – узел задания нагрузки; 4 – рычаг;
 5 – шток; 6 – упорная шайба; 7 – нагрузочная пружина; 8 – шаговый электродвигатель; 9 – ролик; 10 – пружинные пластинчатые держатели; 11 – державки; 12 – образцы; 13 – электродвигатель; 14 – шаговый электродвигатель; 15 – кулачок; 16 – ролик; 17 – рычаг-толкатель; 18 – электронный блок; 19 – камера узла задания температуры дит к колебательному движению с требуемой амплитудой через рычаг — толкатель держателей, державок и образцов. При этом происходит соударение и проскальзывание поверхностей образцов в продольном направлении.

Требуемое давление в контакте обеспечивается передачей нагрузки образцам через рычаг от нагрузочной пружины и регулируется изменением степени сжатия последней перемещением упорной шайбы вдоль штока (узел задания нагрузки).

Возможно изменение величины нагрузки и амплитуды перемещения образцов непосредственно в ходе испытаний изменением сжатия нагрузочной пружины и перемещением кулачка, за счет включения шаговых электродвигателей в соответствии с программой, задаваемой устройством ЧПУ (электронный блок). Для проведения испытаний при температурах, отличных от комнатной, образцы располагаются в камере, в которой поддерживается нужная температура.

Наличие закрутки и разной жесткости сечений пружинного пластинчатого держателя приводит к возникновению колебаний держателей, а, следовательно, и к проскальзыванию полок образцов в поперечном направлении. В результате реализуется трехмерное нагруженное состояние поверхностей образцов: удар с последующим проскальзыванием в двух взаимно перпендикулярных направлениях.

Схема более многофункциональной установки, в которой проскальзывание в двух взаимно перпендикулярных направлениях обеспечивается за счет соответствующих узлов, представлена на рис. 2. Соударение образцов при испытаниях происходит в результате вращения неуравновешенной массы [5].

Эта установка является наиболее приемлемой для проведения модельных испытаний износостойкости в условиях, приближенных к натурным условиям эксплуатации большинства трибосопряжений, так как позволяет регулировать параметры нагружения по трем направлениям. Кроме того, в случае необходимости выделения процессов в «чистом виде», есть возможность проводить испытания с различным нагружением образцов с разрывом и без разрыва контакта, т.е. только с колебаниями и проскальзыванием в двух взаимно перпендикулярных направлениях. При этом специальный узел, при необходимости, позволяет обеспечить контакт между образцами только при движении в одном направлении, а при движении в противоположном направлении контакт разрывается. Если колебательное движение, которое обеспечивает проскальзывание в поперечном направлении, происходит в той же фазе, что и движение в продольном направлении, то в поперечном направлении будет происходить не реверсивное, а однонаправленное проскальзывание.

Необходимо учитывать, что в условиях нормального переменного нагружения разрыв контакта ведет к изменению его значения от ноля при отсутствии контактирования до очень больших значений в момент соударения. С повышением энергии удара амплитуда нормального нагружения увеличивается.



Рис. 2. Схема установки с неуравновешенной массой

1 – правая стойка; 2 – левая стойка; 3 – электродвигатель продольной амплитуды и энергии удара; 4 – гибкий вал;
 5 – диск; 6 – неуравновешенная масса; 7 – державка левого образца; 8 – база образца; 9 – образцы; 10 – камера узла задания температуры; 11 – упорная поверхность; 12 – пружина; 13 – узел тонкого регулирования амплитуды поперечного проскальзывания; 14 – эксцентрик; 15 – электродвигатель узла задания поперечного проскальзывания; 16 – составная державка правого образца; 17, 19 – передача винт-гайка; 18 – пакеты плоских пружин

С целью выяснения влияния доли ударной нагрузки при сложном нагружении на величину и характер износа, может быть использована установка, схема которой приведена на рис. 3. На этой установке возможно проведение исследований по изучению процессов трения и изнашивания при наличии только удара в области упругого и упруго-пластического контакта при нормальном приложении нагрузки. Установка также позволяет повысить точность моделирования процессов при контактном взаимодействии реальных деталей путем приложения пульсирующей нагрузки в зоне контакта деталей, моделирования взаимного перемещения деталей и создания в области контакта образцов только нормальной нагрузки без тангенциальной составляющей. Испытания на изнашивание могут производиться как при нормальной, так и повышенных или пониженных температурах [6].

Предложенные стенды могут быть использованы для оценки на моделях фрикционных пар работоспособности фрикционных материалов в узлах реальных конструкций. При испытании узлов трения на стендах в широком диапазоне реализуются основные режимные параметры, обеспечивающие проведение испытаний по методу натурного моделирования и методу ускоренных испытаний на износостойкость большого числа реальных трибосопряжений. Появляется возможность обеспечить необходимый комплекс факторов механического нагружения — трехмерная динамическая нагрузка, разделять факторы нагрузки, а также объединять в разных комбинациях, регулировать и контролировать параметры нагружения, в том числе в ходе цикла испытаний (в натурных условиях это невозможно).

Управление работоспособностью трибосопряжений невозможно без применения комплекса современных методов оценки состояния поверхностного слоя образцов после испытаний на указанных установках. Как показали предварительные исследования, эффективным является использование трибоспектрального метода (метода идентификации структурного состояния поверхностного слоя статистическими характеристиками при сканировании алмазным индентором) на установке НАУ [7] и метода анализа электронного строения металлов на основе изменения работы выхода свободных электронов [8]. Они позволяют оценить изменение формирования в поверхностном слое кристаллитов с различными прочностными и деформационными свойствами, структурное и энергетическое состояние поверхности, степень пластической деформации. Появляется возможность рассмотреть, как деформирование металлов при трении с различными схемами на-



Рис. 3. Схема установки для исследования контактного взаимодействия при нормальном приложении нагрузки 1 – корпус; 2, 9 – держатель; 3 – образец; 4 – пластинчатые пружины; 5 – пружина; 6 – рычаг; 7 – эксцентрик; 8 – электродвигатель; 10 – контробразец; 11 – механизм возвратно-поступательного перемещения; 12 – механизм вращения образцов вокруг своей оси

гружения приводит к структурным преобразованиям на поверхности и соответствующему изменению энергетического рельефа поверхности, что позволит сформировать триботехнический принцип минимизации износа и установления износостойкой способности материалов [5, 9].

Таким образом, рассмотренные стенды могут быть рекомендованы для получения и изучения функциональных зависимостей фрикционно-износных характеристик материалов пары, сравнительной оценки фрикционных пар, физического моделирования реальных трибосопряжений. При этом реализуется подход к определению основных принципов моделирования эквивалентных состояний трибологических пар, которые эксплуатируются в сложных условиях нагружения. Предложенные методы ускоренных испытаний износостойкости трибосопряжений позволят существенно снизить затраты на разработку перспективных антифрикционных материалов и конструкций новых фрикционных устройств, значительно сократить сроки их внедрения в производство. Результаты испытаний создадут предпосылки для обоснованного выбора материалов пар трения для заданных условий эксплуатации и могут быть использованы при разработке новых износостойких материалов и покрытий.

#### Перечень ссылок

- Ивщенко Л. И. Метод трибологических испытаний при условиях цикличного силового и контактного нагружения / Л. И. Ивщенко, А. Г. Андриенко // Металловедение и обработка металлов. 1996. № 3. С. 62–65.
- А. с. 847151 СССР, МПК G01N3/56. Установка для исследования трения / Л. И. Ивщенко, Н. Н. Голего, (СССР). – № 2534822/25–28 ; заявл. 13.10.77 ; опубл. 15.07.81, Бюл. № 26. – 2 с.

- Ивщенко Л. И. Моделирование процессов контактного взаимодействия деталей, работающих в экстремальных условиях / Л. И. Ивщенко, С. Г. Саксонов // Нові матеріали і технології в машинобудуванні. – 1997. – № 1–2. – С. 102-104.
- Пат. 15276 Україна, МПК G01N3/56. Пристрій для дослідження тертя / Івщенко Л. Й., Замковий В. Є., Афонін В. О., Циганов В. В. ; заявник та патентовласник Запорізький нац.техн. унів. – № 200600110 ; заявл. 03.01.06 ; опубл. 15.06.06, Бюл. № 6. – 3 с.
- Циганов В. В. Зв'язок структурного стану поверхневого шару та зносостійкості деталей трибоз'єднань при тримірному навантаженні / В. В. Циганов, Л. Й. Івщенко // Вісник двигунобудування. – 2008. – № 2. – С. 57-62.
- Пат. 18596 Україна, МПК G01N3/56. Пристрій для випробування матеріалів на зношування / Івщенко Л. Й., Андрієнко А. Г. Кубіч В. І., Юдін О. С., Івлєв В. М. ; заявник та патентовласник Запорізький держ.-техн. унів. – № 94322129 ; заявл. 10.09.90 ; опубл. 25.12.97, Бюл. № 6. – 3 с.
- Запорожець В. В. Динамические характеристики прочности поверхностных слоев и их оценка / В. В. Запорожец // Трение и износ. 1980. Т. 1, № 4. С. 602–609.
- Вудраф Д. Современные методы исследования поверхности : пер. с англ. / Д. Вудраф, Т. Делчар. – М.: Мир, 1989. – 178 с.
- Стан поверхневого шару деталей трибоз'єднань за різних схем контактування : сб. науч. тр. / [Л. Й. Івщенко, В. В. Циганов, С. В. Лоскутов, С. В. Сейдаметов] // Проблеми тертя та зношування. – Київ : НАУ, 2008. – Вип. 49, Т. 1. – С. 72–83.

Поступила в редакцию 27.01.2009

Розглянуто конструкції стендів для моделювання процесів контактної взаємодії в трибоз'єднаннях газотурбінних двигунів, що працюють в умовах складного навантаження, а також досліджень їхньої зносостійкості. Показано можливість проведення прискорених випробувань моделей фрикційних пар, наближених до реальних умов експлуатації трибоз'єднань з різними видами навантаження.

The article discusses designs of benches for simulating processes of contact interaction in friction interfaces of gas turbine engines operated in intricate loading conditions, with bench wear-resistance studied. The article shows feasibility of carrying out accelerated tests of friction pair models in conditions close to actual conditions of friction pair operation under various loading types.

# АВТОРЫ НОМЕРА

## Бабенко Е.П.

Кандидат технических наук, ведущий научный сотрудник научно-исследовательской лаборатории новых материалов и безотходных технологий, Днепропетровский национальный университет

## Бабенко О.Н.

Аспирант, Запорожский национальный технический университет

## Багрийчук А.С.

Старший преподаватель кафедры прикладной физики, Запорожский национальный университет

#### Бень А.Н.

Инженер кафедры обработки металлов давлением, Запорожский национальный технический университет

## Безкоровайная В.А.

Студ. машиностроительного факультета, Запорожский национальный технический университет

#### Богуслаев А.В.

Кандидат технических наук, ведущий инженер ОАО «Мотор Сич», г. Запорожье

#### Богуслаев В.А.

Доктор технических наук, профессор, президент ОАО «Мотор Сич», г. Запорожье

#### Буйских К.П.

Кандидат технических наук, старший научный сотрудник, Институт проблем прочности им. Г.С. Писаренко НАН Украины

## Вакула П.В.

Магистр, кафедра микро- и наноэлектроники, Запорожский национальный технический университет

#### Вишнепольский Е.В.

Старший преподаватель кафедры технологии машиностроения, Запорожский национальный технический университет

#### Войтенко А.А.

Инженер, Управление главного металлурга, ОАО «Мотор Сич», г. Запорожье

## Гликсон И.Л.

Начальник отдела прочности, ОАО «Мотор Сич», г. Запорожье

#### Гребенников М.А.

Инженер-технолог, Государственное предприятие

«Ивченко-Прогресс», г. Запорожье

## Долматов Д.А.

Кандидат технических наук, доцент кафедры 201, Национальный аэрокосмический университет им. Н.Е. Жуковского «ХАИ», г. Харьков

#### Дробот А.В.

Кандидат технических наук, кафедра технологии производства, Днепропетровский национальный университет

## Дубовик Л.Г.

Старший научный сотрудник, Днепропетровский национальный университет

## Жеманюк П.Д.

Кандидат технических наук, технический директор, ОАО «Мотор Сич», г. Запорожье

#### Задворный Е.А.

Кандидат технических наук, старший научный сотрудник, Институт проблем прочности им. Г.С. Писаренко НАН Украины

## Зиличихис С.Д.

Начальник бюро прогрессивных технологических процессов отдела главного технолога, Государственное предприятие «Ивченко-Прогресс», г. Запорожье

## Ивченко Т.И.

Кандидат технических наук, ведущий научный сотрудник научно-исследовательской лаборатории новых материалов и безотходных технологий, Днепропетровский национальный университет

## Ивщенко Л.И.

Доктор технических наук, профессор, директор машиностроительного института, Запорожский национальный технический университет

## Ильин А.В.

Инженер-конструктор II кат., Государственное предприятие «Ивченко-Прогресс», г. Запорожье

#### Каминская Л.Л.

Инженер-технолог, Государственное предприятие «Ивченко-Прогресс», г. Запорожье

## Качан А.Я.

Доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой технологии авиационных двигателей, Запорожский национальный технический университет

## Киселевская С.Г.

Ведущий инженер, Институт проблем прочности им. Г.С. Писаренко НАН Украины

## Клименко С.А.

Начальник отдела, Государственное предприятие «Ивченко-Прогресс», г. Запорожье

#### Коваль А.Д.

Доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой физического материаловедения, Запорожский национальный технический университет

#### Ковальски Мацей

Профессор, Свентокшиская Политехника, г. Кельце, Польша

## Кондратюк Э.В.

Главный технолог, Государственное предприятие «Ивченко-Прогресс», г. Запорожье

#### Кореневский Е.Я.

Кандидат технических наук, профессор кафедры технологии авиационных двигателей, Запорожский национальный технический университет

## Кравчук Л.В.

Доктор технических наук, профессор, заведующий отделом, Институт проблем прочности им. Г.С. Писаренко НАН Украины

## Кравченко И.Ф.

Кандидат технических наук, главный конструктор, Государственное предприятие «Ивченко-Прогресс», г. Запорожые

## Кресанов Ю.С.

Кандидат технических наук, зам. главного металлурга, ОАО «Мотор Сич», г. Запорожье

## Кришталь Н.П.

Инженер-технолог бюро перспективных технологических процессов отдела главного технолога, Государственное предприятие «Ивченко-Прогресс», г. Запорожье

## Кубич В.И.

Старший преподаватель кафедры автомобилей, Запорожский национальный технический университет

## Кулагин С.Н.

Зав. лаб. НИИ энергетики, Днепропетровский национальный университет

#### Куковякин В.В.

Аспирант кафедры 204, Национальный аэрокосмический университет им. Н.Е. Жуковского «ХАИ», г. Харьков

#### Кукурудза А.В.

Аспирант кафедры 204, Национальный аэрокосмический университет им. Н.Е. Жуковского «ХАИ», г. Харьков

#### Куриат Р.И.

Кандидат технических наук, ученый секретарь, Институт проблем прочности им. Г.С. Писаренко НАН Украины

#### Леонтьев В.А.

Начальник технического бюро, Государственное предприятие «Ивченко-Прогресс», г. Запорожье

## Лоскутов С.В.

Доктор физ.-мат. наук, профессор кафедры физики, Запорожский национальный технический университет

## Мазин В.А.

Кандидат технических наук, доцент кафедры теплотехники и гидравлики, Запорожский национальный технический университет

#### Маркова И.А.

Кандидат технических наук, ведущий научный сотрудник научно-исследовательской лаборатории новых материалов и безотходных технологий, Днепропетровский национальный университет

#### Михайленко А.Н.

Зам. главного конструктора, Государственное предприятие «Ивченко-Прогресс», г. Запорожье

#### Мищенко В.Г.

Доктор технических наук, профессор кафедры технологии металлов, Запорожский национальный технический университет

#### Мозговой В.Ф.

Кандидат технических наук, главный технолог, ОАО «Мотор Сич», г. Запорожье

#### Озимина Дариуш

Профессор, Свентокшиская Политехника, г. Кельце, Польша

## Олейник А.А.

Аспирант, Запорожский национальный технический университет

## Павленко Д.В.

Кандидат технических наук, доцент кафедры технологии авиационных двигателей, Запорожский национальный технический университет

## Пархоменко А.В.

Кандидат технических наук, доцент кафедры машин и технологии литейного производства, Запорожский национальный технический университет

#### Патюпкин А.В.

Кандидат технических наук, старший преподаватель кафедры технологии машиностроения, Запорожский национальный технический университет

#### Пейчев Г.И.

Главный инженер, Государственное предприятие «Ивченко-Прогресс», г. Запорожье

## Петров А.В.

Кандидат технических наук, ведущий инженер, Государственное предприятие «Ивченко-Прогресс», г. Запорожье

## Петрыкин В.В.

Кандидат технических наук, доцент кафедры металлорежущих станков и инструмента, Запорожский национальный технический университет

#### Петрыкина Р.Я.

Кандидат технических наук, доцент кафедры обработки металлов давлением, Запорожский национальный технический университет

#### Погосов В.В.

Доктор физ.-мат. наук, профессор, заведующий кафедрой микроэлектроники, Запорожский национальный технический университет

## Прибора Т.И.

Инженер-конструктор I кат., Государственное предприятие «Ивченко-Прогресс», г. Запорожье

## Пухальская Г.В.

Кандидат технических наук, доцент кафедры технологии машиностроения, Запорожский национальный технический университет

## Радек Норберт

Профессор, Свентокшиская Политехника, г. Кельце, Польша

## Рыбалкин П.С.

Студ. машиностроительного факультета, Запорожский национальный технический университет

## Сахнюк Н.В.

Кандидат технических наук, доцент кафедры технологии авиационных двигателей, Запорожский национальный технический университет

## Сейдаметов С.В.

Аспирант кафедры физики, Запорожский национальный технический университет

#### Соколовский В.И.

Ведущий конструктор, Государственное предприятие «Ивченко-Прогресс», г. Запорожье

#### Степанова Л.П.

Кандидат технических наук, доцент кафедры физического материаловедения, Запорожский национальный технический университет

#### Степ-Рековски Мишал

Профессор, Технологический университет, г. Быд-гош, Польша

## Хижняк С.И.

Инженер-конструктор, Государственное предприятие «Ивченко-Прогресс», г. Запорожье

## Хромов В.А.

Ведущий инженер, Государственное предприятие «Ивченко-Прогресс», г. Запорожье

## Цивирко Э.И.

Доктор технических наук, профессор кафедры машин и технологии литейного производства, Запорожский национальный технический университет

## Цыганов В.В.

Кандидат технических наук, доцент кафедры металлорежущих станков и инструмента, Запорожский национальный технический университет

## Цыпак В.И.

Кандидат технических наук, доцент кафедры технологии машиностроения, Запорожский национальный технический университет

#### Черный В.И.

Зав. лабораторией кафедры металлорежущих станков и инструмента, Запорожский национальный технический университет

## Чигиринский В.В.

Доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой обработки металловдавлением, Запорожский национальный технический университет

## Шалапко Ю.И.

Кандидат технических наук, доцент кафедры машиноведения, Хмельницкий национальный университет

## Шаломеев В.А.

Кандидат технических наук, старший научный сотрудник, кафедра машин и технологии литейного производства, Запорожский национальный технический университет

## Шапар Б.И.

Директор фирмы ЛВТ, г. Черкассы

## Шаповалова О.М.

Доктор технических наук, профессор, зав. научно-исследовательской лабораторией новых материалов и безотходных технологий, Днепропетровский национальный университет

## Шереметьев А.В.

Кандидат технических наук, начальник отдела, Государственное предприятие «Ивченко-Прогресс», г. Запорожье

## Вісник двигунобудування №1(20)/2009 науково-технічний журнал

Головний редактор Заст. гол. редактора

д-р техн. наук Ф. М. Муравченко д-р техн. наук О. Я. Качан д-р техн. наук О. I. Долматов

Оригінал-макет підготовлено в редакційно-видавничих відділах ЗНТУ і	ВАТ «Мотор Січ»
Комп'ютерна верстка	Н.О. Савчук
Переддрукарська підготовка	М.Д. Хош
Коректори	О.Г. Сахно,
	О.Є. Носік,
	О.І. Пільгуєва
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 29.04.2009 р. Папір Хегох 80 г/м<sup>2</sup>, видавнича система DocuTech-135, зам. 1130, накл. 300. Надруковано видавничим комплексом ВАТ «Мотор Січ» Україна, 69068, Запоріжжя, просп. Моторобудівників, 15, тел. (0612) 720-42-49, 720-41-11