

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

ВЕСТНИК **№2** **ДВИГАТЕЛЕСТРОЕНИЯ 2009**

**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 Государственным комитетом информационной политики,
телевидения и радиовещания Украины

Запорожье
ОАО «Мотор Сич»
2009 г.

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 наукових ступенів 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

Матеріали номера рекомендовані к публікації Ученим Советом Запорозького національного технічного університету (протокол № 11 от 01.06.2009 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. Ившенко
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 С. А. Дмитриев
д-р техн. наук Н.Ф. Дмитриченко
д-р техн. наук Ю. В. Петраков
канд. техн. наук В. В. Ткаченко
канд. техн. наук В. Ф. Мозговой
канд. техн. наук А. В. Богуслаев
канд. техн. наук А. В. Шереметьев

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

Члены редакционной коллегии



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



Качан А.Я.
Зам. гл. редактора,
д-р техн. наук



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



Богуслав В.А.
д-р техн. наук



Беликов С.Б.
д-р техн. наук



Кривцов В.С.
д-р техн. наук



Жеманюк П.Д.
канд. техн. наук



Внуков Ю.Н.
д-р техн. наук



Коваль А.Д.
д-р техн. наук



Цвирко Э.И.
д-р техн. наук



Ившенко Л.И.
д-р техн. наук



Грязлов Б.А.
д-р техн. наук



Карпинос Б.С.
д-р техн. наук



Кривов Г.А.
д-р техн. наук



Дмитриченко Н.Ф.
д-р техн. наук



Мовшович А.Я.
д-р техн. наук



Ольшанецкий В.Е.
д-р техн. наук



Титов В.А.
д-р техн. наук



Ножницкий Ю.А.
д-р техн. наук



Горбенко Г.А.
д-р техн. наук



Епифанов С.В.
д-р техн. наук



Кулик Н.С.
д-р техн. наук



Дмитриев С.А.
д-р техн. наук



Петраков Ю.В.
д-р техн. наук



Ткаченко В.В.
канд. техн. наук



Богуслав А.В.
канд. техн. наук



Мозговой В.Ф.
канд. техн. наук



Шереметьев А.В.
канд. техн. наук

Для сведения авторов

Условия публикации:

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

Требования к оформлению материалов для журнала «Вестник двигателестроения»

- К рассмотрению принимаются научные статьи, содержащие такие необходимые элементы: постановка проблемы в общем виде и ее связь с важнейшими научными или практическими задачами; анализ последних исследований и публикаций, в которых имеются предпосылки решения данной проблемы и на которые опирается автор, выделение не решенных ранее частей общей проблемы, которым посвящается данная статья; формулирование целей статьи (постановка задания); изложение основного материала исследования с полным обоснованием результатов; выводы из данного исследования и перспективы дальнейших разработок в данном направлении.
- Рукопись статьи присылается в редакцию в двух экземплярах вместе с 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 Microsoft 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 TIF), 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 подрисовочной надписи обязательно. При наличии дополнительных обозначений, или нескольких изображений, их объясняют в подрисовочной 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

<i>Шульженко Н.Г., Гонтаровский П.П., Мележик И.И., Гецов Л.Б.</i> РАСЧЕТНАЯ ОЦЕНКА ЖИВУЧЕСТИ МНОГООПОРНЫХ ЗАМКОВЫХ СОЕДИНЕНИЙ	8
<i>Ивченко Д.В., Штанько П.К.</i> ОБ УСТАЛОСТНОМ МЕХАНИЗМЕ ГАЗОАБРАЗИВНОЙ ЭРОЗИИ ДЕТАЛЕЙ ГАЗОВОЗДУШНОГО ТРАКТА ВЕРТОЛЕТНЫХ ГТД	12
<i>Гоцуленко В.В.</i> АВТОКОЛЕБАНИЯ В ВЕРТИКАЛЬНОЙ ТРУБЕ, ОБУСЛОВЛЕННЫЕ КОНВЕКТИВНЫМ ТЕПЛООБМЕНОМ	15
<i>Федоренко Б.Ф., Лукьянов В.С.</i> АЛГОРИТМ РАЗРАБОТКИ АНАЛИТИЧЕСКОЙ ЗАВИСИМОСТИ МЕЖДУ НАПРЯЖЕНИЕМ И ДОЛГОВЕЧНОСТЬЮ В УСЛОВИЯХ ЦИКЛИЧЕСКОГО НАГРУЖЕНИЯ	18
<i>Басов Ю.Ф., Демин А.Е., Пижанкова Н.В.</i> ГАЗОДИНАМИЧЕСКОЕ ПРОЕКТИРОВАНИЕ РАБОЧИХ КОЛЕС ВЫСОКОНАПОРНЫХ КОМПРЕССОРНЫХ СТУПЕНЕЙ	23
<i>Фатюха Н.Г., Пухальська А.П.</i> ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ СЕЗОННИХ КОЛИВАНЬ ПОКАЗНИКА СОБІВАРТОСТІ РЕАЛІЗОВАНОЇ ПРОДУКЦІЇ НА ПРИКЛАДІ ПІДПРИЄМСТВА ВАТ «МОТОР СІЧ»	29

КОНСТРУКЦИЯ И ПРОЧНОСТЬ

<i>Зиньковский А.П., Токарь И.Г.</i> ДЕМПФИРУЮЩАЯ СПОСОБНОСТЬ КОНСТРУКТИВНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ С НАНОСТРУКТУРИРОВАННЫМИ ПОКРЫТИЯМИ	36
<i>Придорожный Р.П., Шереметьев А.В., Зиньковский А.П.</i> РАСЧЕТНОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПОСЛЕДСТВИЙ ОБРЫВА ФРАГМЕНТА ЛОПАТКИ НА ПОВРЕЖДЕНИЯ РАБОЧЕГО КОЛЕСА И КОРПУСА ГАЗОТУРБИННОГО ДВИГАТЕЛЯ	42
<i>Шереметьев А.В., Петров А.В., Прибора Т.И.</i> АНАЛИЗ ГРАДИЕНТОВ УПРУГОПЛАСТИЧЕСКИХ НАПРЯЖЕНИЙ В КРИТИЧЕСКИХ ЗОНАХ ДЕТАЛЕЙ АВИАЦИОННЫХ ГТД	46
<i>Михайленко А.Н., Прибора Т.И.</i> ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ СМЕЩЕНИЯ ПОЛОТНА ДИСКА НА ЕГО НАПРЯЖЕННОЕ СОСТОЯНИЕ И РЕСУРС	50
<i>Бычков Н.Г., Ножницкий Ю.А., Лепешкин А.Р., Першин А.В.</i> ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКОЙ УСТАЛОСТИ ПЕРФОРИРОВАННЫХ МОДЕЛЕЙ ОХЛАЖДАЕМЫХ ЛОПАТОК ТУРБИН С РАЗЛИЧНЫМ РАСПОЛОЖЕНИЕМ ОХЛАЖДАЮЩИХ КАНАЛОВ	54

ТЕХНОЛОГИЯ ПРОИЗВОДСТВА И РЕМОНТА

<i>Кондратюк Э.В., Зиличихис С.Д., Гребенников М.А., Каминская Л.Л.</i> ПРОБЛЕМЫ ФОРМИРОВАНИЯ ВНУТРЕННЕГО ДИАМЕТРА УПЛОТНИТЕЛЬНОГО ЭЛЕМЕНТА ЩЕТОЧНОГО УПЛОТНЕНИЯ ГТД	58
--	----

<i>Попов Д.В.</i> ОПТИМІЗАЦІЯ РЕЖИМІВ ТЕХНІЧНОГО ОБСЛУГОВУВАННЯ АВІАЦІЙНОЇ ТЕХНІКИ	62
<i>Лоскутов С.В., Золотаревский И.В., Сейдаметов С.В.</i> КОМПЛЕКСНОЕ РЕНТГЕНОВСКОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ПРИПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ СПЛАВА ТИТАНА С ПОКРЫТИЕМ НИТРИДА ТИТАНА	65
<i>Шелягин В.Д., Хаскин В.Ю., Грищенко А.П., Сиора А.В., Бернацкий А.В.</i> ЛАЗЕРНАЯ МОДИФИКАЦИЯ ПЛАЗМЕННОНАНЕСЕННЫХ ПОКРЫТИЙ	69
<i>Наумик В.В.</i> ЗАГРЯЗНЕНИЕ ЖИДКОМЕТАЛЛИЧЕСКОГО КРИСТАЛЛИЗАТОРА В ПРОЦЕССЕ ЕГО ЭКСПЛУАТАЦИИ	73
<i>Чигиринский В.В., Качан А.Я., Кресанов Ю.С., Андриющенко С.А., Корниенко В.В.</i> ОПРЕДЕЛЕНИЕ КОМПОНЕНТОВ ТЕНЗОРА НАПРЯЖЕНИЙ РЕАЛЬНОЙ ПЛАСТИЧЕСКОЙ СРЕДЫ	76
<i>Орлов М.Р., Поклад В.А.</i> ОЦЕНКА НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ МОНОКРИСТАЛЛИЧЕСКОЙ ОТЛИВКИ ОХЛАЖДАЕМОЙ ТУРБИНОЙ ЛОПАТКИ И ВЫБОР РЕЖИМА РЕЛАКСАЦИОННОГО ОТЖИГА	86
<i>Пухальская Г.В., Коваль А.Д., Лоскутов С.В., Гликсон И.Л., Степанова Л.П., Лукьяненко О.Л.</i> ВЛИЯНИЕ ОБРАБОТКИ ЛОПАТОК КОМПРЕССОРА ШАРИКАМИ В МАГНИТНОМ ПОЛЕ НА ФОРМИРОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ И ПРОЧНОСТНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ	92
<i>Бочарова И.А., Витренко О.С., Воронцов Б.С., Кириченко И.А.</i> НАКАТКА ЗУБЬЕВ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ КОЛЕС МЕТОДОМ ПДУ	102
<i>Калиуш В.И.</i> ВЛИЯНИЕ ФИНИШНО-УПРОЧНЯЮЩЕЙ ОБРАБОТКИ НА ВЫНОСЛИВОСТЬ ШЛИЦЕВЫХ ВАЛОВ	105
<i>Кресанов Ю.С., Качан А.Я., Чигиринский В.В., Бень А.Н.</i> ВЛИЯНИЕ ПАРАМЕТРОВ ГОРЯЧЕГО ВЫДАВЛИВАНИЯ ЗАГОТОВОК РАБОЧИХ ЛОПАТОК КОМПРЕССОРА НА КАЧЕСТВО ИХ ИЗГОТОВЛЕНИЯ	108
<i>Клименко Г.П., Равская Н.С., Андронов А.Ю.</i> ПОВЫШЕНИЕ НАДЕЖНОСТИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ ПРИ МЕХАНООБРАБОТКЕ ТРУДНООБРАБАТЫВАЕМЫХ МАТЕРИАЛОВ НА ТЯЖЕЛЫХ ТОКАРНЫХ СТАНКАХ	116

КОНСТРУКЦИОННЫЕ МАТЕРИАЛЫ

<i>Мищенко В.Г., Евсеева Н.А.</i> АНАЛИЗ ФИЗИКО-ХИМИЧЕСКОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ КОМПОНЕНТОВ СТАЛИ СО СРЕДОЙ ВОССТАНОВИТЕЛЬНОГО ПРОЦЕССА ПОЛУЧЕНИЯ ТИТАНА	120
<i>Пейчев Г.И., Замковой В.Е., Андрейченко Н.В.</i> СРАВНИТЕЛЬНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ИЗНОСОСТОЙКИХ СПЛАВОВ ДЛЯ УПРОЧНЕНИЯ БАНДАЖНЫХ ПОЛОК РАБОЧИХ ЛОПАТОК ГАЗОТУРБИНЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ	123
<i>Шаломеев В.А., Цивирко Э.И.</i> ХИМИЧЕСКИЙ СОСТАВ МАГНИЕВЫХ СПЛАВОВ И ИХ ЖАРОПРОЧНОСТЬ	126

Беженов С.А., Коцюба В.Ю., Пахолка С.Н., Беженов А.И., Соболевская Т.Д.
ОСОБЕННОСТИ МОРФОЛОГИИ И ПРОЧНОСТЬ КОНСТРУКЦИОННЫХ СТАЛЕЙ 133

Гоменюк С.И., Гребенюк С.Н., Ольшанецкий В.Е., Лавренко А.С.
ПРИМЕНЕНИЕ РАЗЛИЧНЫХ ТЕОРИЙ ОПРЕДЕЛЕНИЯ УПРУГИХ ХАРАКТЕРИСТИК
КОМПОЗИЦИОННОГО МАТЕРИАЛА ПРИ РАСЧЕТЕ КОНСТРУКЦИЙ 139

СТАНДАРТИЗАЦИЯ И МЕТРОЛОГИЯ

Медведовская Т.Ф., Ржевская И.Е., Еселева Е.В., Стрельникова Е.А., Ганчин Е.В., Зайденварг О.Л.
ОЦЕНКА РЕСУРСА И ДОЛГОВЕЧНОСТИ ЭЛЕМЕНТОВ ЦИКЛИЧЕСКИ СИММЕТРИЧНЫХ
КОНСТРУКЦИЙ 143

Погосов В.В., Вакула П.В.
К ВОПРОСУ О ПОЗИТРОННОЙ ДИАГНОСТИКЕ ДЕФЕКТНЫХ МЕТАЛЛОВ: ВАКАНСИИ 148

Учанин В.Н., Александров С.А., Цыганов В.Ю.
ВИХРЕТОКОВАЯ ДЕФЕКТОСКОПИЯ ДЕТАЛЕЙ АВИАЦИОННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ
В УСЛОВИЯХ ЭКСПЛУАТАЦИИ И РЕМОНТА 151

УДК 539.3

Н. Г. Шульженко, П. П. Гонтаровский, И. И. Мележик, Л. Б. Гецов

РАСЧЕТНАЯ ОЦЕНКА ЖИВУЧЕСТИ МНОГООПОРНЫХ ЗАМКОВЫХ СОЕДИНЕНИЙ

Разработана методика расчетной оценки живучести элементов энергооборудования, работающих в условиях малоциклового усталости и ползучести материала. Для вычисления коэффициента интенсивности напряжений используется метод конечных элементов. Учитывается сложное напряженное состояние в вершине трещины и перераспределение напряжений при ее распространении. Выполнена оценка живучести замкового соединения лопатки с диском ротора цилиндра низкого давления газотурбинной установки ГТК-10-4.

В настоящее время особую актуальность приобретает продление индивидуального ресурса элементов энергоустановок, неотъемлемой частью которого являются вопросы оценки живучести. Хотя живучесть не учитывается при определении ресурса роторов турбин, ее оценка представляет интерес при назначении сроков межремонтного осмотра и требований дефектоскопического контроля.

Имеющиеся разработки в этой области [1-3 и др.] не всегда могут быть использованы для решения практических задач, например, для оценки живучести элементов сложной геометрии, при сложном напряженном состоянии вблизи вершины трещины и при перераспределении напряжений при эксплуатации.

Для решения вышеупомянутых актуальных задач получила развитие методика расчетной оценки живучести высокотемпературных элементов конструкций [4, 5]. Рассматриваются возможные стационарные и переменные режимы работы конструкций с использованием принципов механики хрупкого разрушения, где в основе исследований развития трещины используется коэффициент интенсивности напряжений (КИН).

Предлагаемая методика основывается на численном интегрировании уравнений развития трещины от начальной ее величины до достижения критического размера при многорежимном стационарном и циклическом нагружении.

Для вычисления усредненной скорости подрастания трещины на всех режимах применяется принцип линейного суммирования скоростей:

$$V = \sum_{i=1}^p V_{Ci} t_i + \sum_{j=1}^q V_{Nj} N_j, \quad (1)$$

где V – скорость роста трещины за тысячу часов под суммарным воздействием ползучести и циклических нагрузок;

V_{Ci} – мгновенная скорость роста под действием статического нагружения i -го типа;

t_i – относительное время работы на i -м режиме;

V_{Nj} – мгновенная скорость роста под влиянием циклического нагружения j -го типа;

N_j – число циклов за тысячу часов на j -м режиме.

Для вычисления скоростей подрастания трещины при ползучести [1] и малоциклового усталости с учетом асимметрии цикла [6] использовались уравнения типа Пэриса:

$$V_{Ci} = \frac{dL}{dt_i} = C_{Ci} (K_{Li})^{n_{Ci}}, \quad (2)$$

$$V_{Nj} = \frac{dL}{dN_j} = C_{Nj} \left(\frac{\Delta K_{Lj}}{\sqrt{1-R_j}} \right)^{n_{Nj}}, \quad (3)$$

где L – глубина трещины;

K_{Li} , ΔK_{Lj} – КИН нормального отрыва и его размах;

C_{Ci} , n_{Ci} , C_{Nj} , n_{Nj} – экспериментальные данные по трещиностойкости материала;

R_j – коэффициент асимметрии цикла нагружения j -го типа

$$R_j = \frac{K_{Lmin j}}{K_{Lmax j}}, \quad (4)$$

$K_{Lmin j}$, $K_{Lmax j}$ – минимальное и максимальное значение КИН в цикле нагружения j -го типа.

При наличии достаточного количества экспериментальных данных по трещиностойкости материала возможно использование более точных уравнений, описывающих полную кинетическую диаграмму разрушения [7]. Учитывается изменение напряжений во времени вследствие их релаксации при ползучести материала на стационарных режимах работы конструкции.

Интегрирование во времени кинетических уравнений осуществлялось методом Эйлера с автоматическим выбором шагов.

Вычисление КИН и его размаха на каждом временном шаге для всех характерных эксплуатационных режимов работы конструкции выполнялось интерполяционным методом А.В.Овчинникова [8].

Предлагаемая методика развита на случаи, когда метод А. В. Овчинникова не позволяет определять КИН: при оценке объектов сложной геометрии; для учета перераспределения напряжений при распространении трещины (например, в многоопорных замковых соединениях); для сложного напряженного состояния в вершине трещины, который характеризуется КИН сдвигов K , K наряду с КИН нормального отрыва K . В этих случаях используется МКЭ.

По известным экспериментально подтвержденным критериям разрушения [9]

$$\left(\frac{K_I}{K_{IC}}\right)^2 + \left(\frac{K_{II}}{K_{IIC}}\right)^2 = 1, \quad (5)$$

$$\left(\frac{K_I}{K_{IC}}\right)^2 + \left(\frac{K_{III}}{K_{IIIC}}\right)^4 = 1 \quad (6)$$

и экспериментальным данным, приведенным в литературе [10],

$$K_{IIC} \approx K_{IIIC} \approx (0,6 \dots 0,8) K_{IC}$$

в работе получены следующие выражения для определения эквивалентных КИН K_e :

$$K_e = \sqrt{K_I^2 + 2K_{II}^2 \text{sign}K_I}, \quad (7)$$

$$K_e = \sqrt{\frac{K_I^2}{2} + \sqrt{\frac{K_I^2}{4} + 4K_{III}^4 \text{sign}K_I}}, \quad (8)$$

где K_C , K_C , K_C – вязкость разрушения при отрыве и сдвигах.

Дж. Р. Ирвином получены выражения для полей напряжений и деформаций при разрушении отрывом, поперечным и продольным сдвигами. С их использованием на основе напряжений и перемещений, определенных с помощью МКЭ, вычислены значения КИН прямым методом напряжений и прямым методом перемещений [11].

Значения КИН, полученные по напряжениям и перемещениям, предлагается усреднять, так как они дают, как показали проведенные расчеты, соответственно завышенные и заниженные результаты по отношению к точным значениям [5]. Вычисление КИН с использованием МКЭ выполняется для фиксированных размеров трещины с последующей интерполяцией для их промежуточного значения.

Время живучести конструкции определяется как минимальное время, за которое КИН на одном из стационарных режимов станет равным вязкости разрушения материала K_{IC} , или максимальное значение КИН в цикле на одном из

циклических режимов – вязкости разрушения при циклическом нагружении K_{If} . Размеры трещины, при которых начинается лавинообразное разрушение, являются критическими. Допустимое время живучести определяется как минимальное время, за которое достигаются допустимые значения КИН, глубины трещины и времени живучести, определяемые с учетом соответствующих коэффициентов запаса.

Живучесть сложных конструкций в целом зависит от живучести отдельных узлов. Особый интерес представляют элементы конструкций, работающие при высоких температурах, которые способствуют протеканию необратимых изменений структуры и свойств материала, зарождению и развитию трещин.

Разработанная методика применена для оценки живучести трехопорного замкового соединения елочного типа лопатки с диском ротора низкого давления газотурбинной установки ГТК-10-4. На практике чаще обнаруживают трещины на дисках турбин в гребнях замковых соединений в районе верхнего зуба [12] (рис. 1).

Исследуется кинетика трещины в замковом соединении в условиях малоциклового нагружения и ползучести материала, при наличии трещины с одной стороны (расчетная схема представлена на рис. 2) и при симметрично расположенных трещинах с двух сторон.

Материал рабочих лопаток – жаропрочный никелевый сплав ХН65ВМТЮ, материал дисков – ЭП 428 [13].

На диске установлено 68 лопаток (вес пера 1,05 кг). Толщина обода диска – 73 мм. Скорость вращения ротора – 4800 об/мин.

Температурные поля в замковых соединениях на стационарном режиме работы показаны на рис. 2 в виде изотерм. Трещина с точкой А в вершине показана жирной линией. Так как хвостовики лопаток на одинаковых радиусах имеют температуру на 20 °С выше, чем гребни диска (рис. 2), и коэффициент линейного расширения материала лопатки выше, чем материала диска, при идеальной безззорной геометрии соедине-

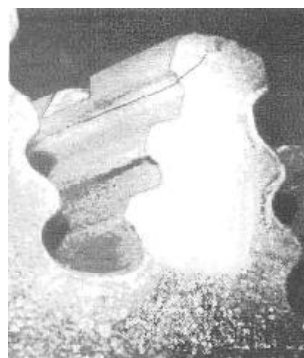


Рис. 1. Расположение трещины в верхнем зубе гребня диска

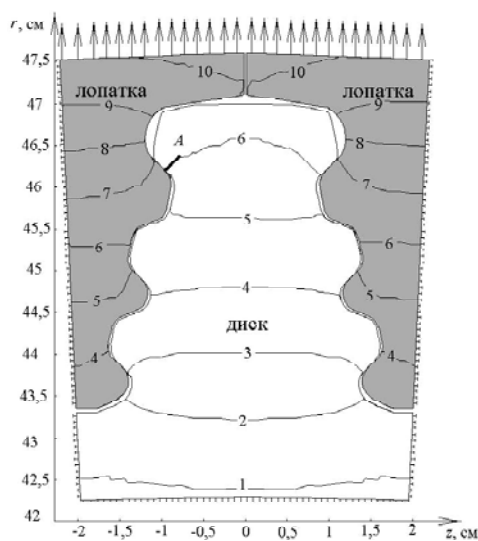


Рис. 2. Расчетная схема замкового соединения

ния верхний зуб гребня диска будет нагружен сильнее остальных. Отклонения размеров соединения при неточности изготовления в рамках допусков (шаг зубьев хвостовика лопатки больше шага зубьев гребня диска в пределах допуска – верхний зуб подгружен – $\delta = 0,01$ мм; шаг зубьев хвостовика лопатки меньше шага зубьев гребня диска – верхний зуб разгружен – $\delta = -0,01$ мм) вносят дополнительное перераспределение усилий между зубьями. Значения усредненного давления на контактных площадках замкового соединения в зависимости от зазоров в районе верхнего зуба δ приведены в таблице 1.

Распределение интенсивности напряжений в идеально изготовленном замковом соединении показано на рис. 3.

Предполагаемые эксплуатационные режимы установки: стационарный с номинальной скоростью вращения ротора, пусковой (отнулевой цикл, осуществляемый в среднем 1 раз за 2 тыс. часов работы) и переменный режим, при котором обороты регулировались от 3300 до 5040 об/мин. Изменение оборотов осуществлялось в среднем 80 раз за 1 тыс. часов.

Значения КИН для замковых соединений на стационарном режиме приведены в таблицах 2, 3. Там же даны значения эквивалентного КИН $K_e^{симм}$ для случая симметричного расположения трещин.

Таблица 1 – Значения усредненного контактного давления по площадкам замкового соединения

Зазор δ , мм	Усредненное контактное давление, МПа		
	верхний зуб	средний зуб	нижний зуб
0,01	1084,01	1074,915	1235,345
0	1445,53	1083,02	863,495
-0,01	1807,105	1091,125	491,72

Вследствие перераспределения контактных давлений наблюдается уменьшение КИН при распространении трещины (таблицы 2, 3).

Принимаются следующие константы уравнения П.Пэриса: при циклическом нагружении $C_N = 6,32 \cdot 10^{-11}$, $n_N = 3,176$ [1]; при ползучести $C_C = 4,6602 \cdot 10^{-12}$, $n_C = 5,0685$.

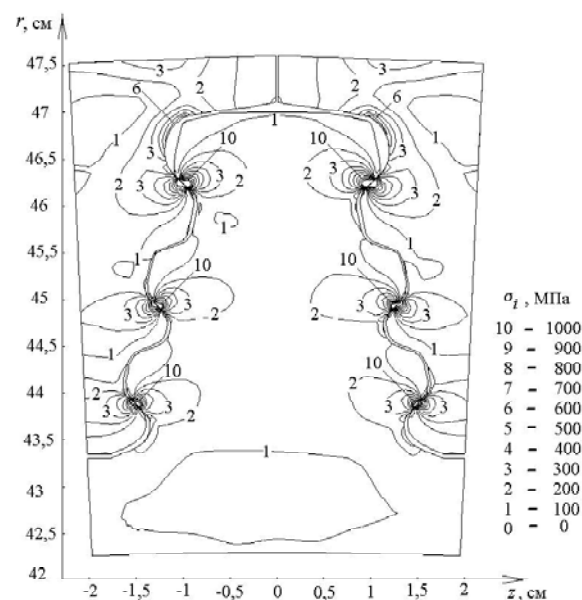


Рис. 3. Распределение интенсивности напряжений

Таблица 2 – КИН для трещин различной глубины в идеально изготовленном замковом соединении

Глубина трещины L , мм	КИН, МПа $\sqrt{м}$			
	K_I	K_{II}	K_e	$K_e^{симм}$
0,5	35,04	32,02	57,26	56,21
1,0	31,47	33,85	57,29	54,79
1,5	28,63	33,16	54,95	51,51
2,0	26,68	32,02	52,56	48,61
2,5	25,21	30,84	50,37	45,9
3,0	24,2	29,76	48,55	43,63
4,0	23,32	28,13	46,12	40,46
5,0	21,38	27,4	44,26	37,8

Таблица 3 – Зависимость КИН от глубины трещины при отклонениях геометрии соединения

Глубина трещины L , мм	Верхний зуб подгружен		Верхний зуб разгружен	
	КИН, МПа $\sqrt{м}$		КИН, МПа $\sqrt{м}$	
	K_e	$K_e^{симм}$	K_e	$K_e^{симм}$
0,5	65,02	63,59	50,01	48,89
1,0	65,08	62,29	49,62	47,35
1,5	62,33	58,64	47,6	44,55
2,0	59,6	55,14	45,66	42,14
2,5	56,89	51,91	43,92	39,44
3,0	54,67	49,24	42,5	38,37
4,0	51,6	45,3	40,74	35,78
5,0	49,12	41,97	39,45	33,78

Время подрастания трещин в верхнем зубе до 2 мм и 4 мм, а также 6 мм, приведено в таблице 4. Из таблицы 4 видно, что учет ползучести материала и неточность изготовления в пределах допуска существенно сказывается на живучести соединения.

Таблица 4 – Время подрастания трещины (тыс. часов)

Зазор δ , мм	Глубина трещины L , мм					
	с учетом ползучести			без учета ползучести		
	2	4	6	2	4	6
Одна трещина						
0,01	0,63	2,21	4,56	0,92	3,0	5,96
0	1,05	3,48	6,88	1,43	4,48	8,58
-0,01	1,8	5,68	10,73	2,28	6,93	12,83
Две трещины						
0,01	0,77	3,11	7,25	1,1	4,04	8,94
0	1,3	4,85	10,75	1,68	5,99	12,82
-0,01	2,22	7,82	16,4	2,72	9,22	18,95

Результаты исследований показывают, что разрушение замкового соединения происходит при практически монотонном прорастании трещины насквозь. Для более равномерного распределения усилий в соединении рекомендуется шаг между зубьями хвостовиков лопатки выполнять примерно на 0,01 мм меньшим по сравнению с шагом зубьев гребней диска.

Перечень ссылок

1. Балина В.С. О ресурсе высокотемпературных роторов паровых турбин / В.С. Балина, Е. Д. Консон, С. А. Тихомиров // Теплоэнергетика. – 1988. – № 7. – С. 21–24.
2. Оценка полного и межремонтного ресурсов модернизированных корпусов ЦВД турбин К-200-130-3 ЛМЗ по критериям малоциклового усталости и трещиностойкости / [В. И. Берлянд, А. А. Глядя, В. С. Балина и др.] // Теплоэнергетика. – 1991. – № 8. – С. 54–60.
3. Степаненко С. М. К вопросу о прочности дисков ГТД с учетом стадии развития усталостных трещин / С. М. Степаненко // Совершенствование турбоустановок методами мат. и физ. моделирования: тр. междунар. науч.-техн. конф. – Х., 1997. – С. 537–539.

4. Шульженко Н. Г. Оценка живучести высоко-температурных элементов турбомашин с трещинами / Н. Г. Шульженко, П. П. Гонтаровский, И.И. Мележик / Вестник НТУ «ХПИ». Динамика и прочность машин. – Х. : НТУ «ХПИ». – 2004. – Вып. 19. – С. 153–160.
5. Шульженко Н. Г. Расчет трещиностойкости элементов конструкций методом конечных элементов / Н. Г. Шульженко, П. П. Гонтаровский, И. И. Мележик // Вестник НТУ «ХПИ». Динамика и прочность машин. – Х. : НТУ «ХПИ». – 2005. – Вып. 21. – С. 127–132.
6. Гетман А.Ф. Ресурс эксплуатации сосудов и трубопроводов АЭС / А. Ф. Гетман. – М. : Энергоатомиздат, 2000. – 427 с.
7. Когаев В. П. Расчеты деталей машин и конструкций на прочность и долговечность / В. П. Когаев, Н. А. Махутов, А. П. Гусенков: Справочник. – М. : Машиностроение, 1985. – 224 с.
8. Овчинников А. В. Интерполяционный метод расчета коэффициентов интенсивности напряжений / А. В. Овчинников // Проблемы прочности. – 1988. – № 6. – С. 9–14.
9. Панасюк В. В. Механика квазихрупкого разрушения материалов / В. В. Панасюк. – К. : Наук. думка, 1991. – 416 с.
10. Лебедев А. О. Механіка матеріалів для інженерів / А. О. Лебедев, М. І. Бобир, В. П. Ламашевський. – К. : НТУУ «КПІ», 2006. – 288 с.
11. Сиратори М. Вычислительная механика разрушения / М. Сиратори, Т. Миеси, Х. Мацусита. – Мир, 1986. – 334 с.
12. Опыт длительной эксплуатации стационарных ГТУ на магистральных газопроводах. Часть 1. Анализ характерных повреждений деталей / Н. В. Дашунин, А. И. Рыбников, Л. Б. Гецов, Н. В. Можайская И. И. Крюков, С. А. Леонтьев // Вестник двигателестроения. – 2006. – № 3. – С. 50–55.
13. Масленков С. Б. Стали и сплавы для высоких температур : Справ. изд. в 2 кн. Кн. 1 / С. Б. Масленков, Е. А. Масленкова. – М. : Металлургия, 1991. – 383 с.

Поступила в редакцию 29.06.2009

Розроблено методику розрахункової оцінки живучості елементів енергообладнання, що працюють в умовах малоциклової втоми та повзучості матеріалу. Для обчислення коефіцієнту інтенсивності напружень використовується метод скінченних елементів. Враховано складний напружений стан в вершині тріщини та перерозподіл напружень при її розповсюдженні. Виконано оцінку живучості замкового з'єднання лопатки з диском ротора циліндра низького тиску газотурбінної установки ГТК-10-4.

A crack resistance estimation technique of turbomachines rotor elements working under conditions of low-cycle fatigue and material creep is developed. For stress intensity parameter calculation the finite element method is used. The complex stress at crack tip and stress redistribution at its propagation are taken into account. A crack resistance estimation for a root joint of a blade with the low-pressure cylinder rotor disk of the gas-turbine plant GTK-10-4 is executed.

УДК 539.3

Д. В. Ивченко, П. К. Штанько

ОБ УСТАЛОСТНОМ МЕХАНИЗМЕ ГАЗОАБРАЗИВНОЙ ЭРОЗИИ ДЕТАЛЕЙ ГАЗОВОЗДУШНОГО ТРАКТА ВЕРТОЛЕТНЫХ ГТД

Рассмотрен усталостный механизм газоабразивной эрозии. Предложена математическая модель для расчета интенсивности эрозионных потерь деталей газозвдушного тракта ГТД.

Введение

В процессе эксплуатации вертолетных газотурбинных двигателей (ГТД) в условиях запыленности воздуха их детали газозвдушного тракта (ГВТ) подвергаются газоабразивной (ГА) эрозии – поверхностному повреждению и разрушению вследствие воздействия высокоскоростных частиц пыли. В результате ГА эрозии деталей ГВТ снижается надежность, а также ухудшаются технико-экономические показатели вертолетных ГТД [1].

Проведенные до настоящего времени экспериментальные исследования ГА эрозии деталей ГВТ и образцов из конструкционных материалов деталей ГВТ, а также экспериментальные исследования образцов из технически чистых металлов и сплавов металлов, показали, что ГА эрозия является сложным процессом. Он включает многократное упруго-пластическое деформирование поверхностных объемов деталей ГВТ при высоких скоростях деформации, вызванное ударами частиц пыли, и связанное с этим упруго-пластическим деформированием накопление повреждений в поверхностных объемах деталей ГВТ и их разрушение, разрушение частиц пыли и поверхности деталей ГВТ в результате их одиночного ударного взаимодействия, теплофизические явления и др. [2].

В настоящее время для создания теории (теорий) ГА эрозии необходимо рассмотрение ее возможных механизмов, одним из которых является усталостный механизм. В соответствии с ним поверхностное повреждение, разрушение и отделение материала твердого тела (ТТ) происходит в результате усталости материала его поверхностных объемов, вызванной многократными ударами частиц. Существование усталостного механизма подтверждает качественное совпадение порядка металлов в ряду эрозионной стойкости с расположением их кривых усталости [3].

1 Анализ публикаций по усталостному механизму ГА эрозии

Впервые в 1971 г. усталостный механизм ГА эрозии рассмотрен в работе Непомнящего Е.Ф.

[4]. Он предположил, что ГА эрозия ТТ происходит по причине фрикционной усталости материала его поверхностных объемов.

Крагельский И.В. и его ученики в своей работе [5] (1977 г.) считают, что при упругом взаимодействии частиц с поверхностью усталость поверхностного слоя близка по своей природе к обычной усталости материалов, а при пластическом взаимодействии – к малоциклового усталости (МЦУ).

Степхенсон (Stephenson D.J.) в 1989 г. при моделировании процессов высокотемпературной коррозии и эрозии материалов, используемых в газовых турбинах, рассматривал усталостный механизм ГА эрозии, в соответствии с которым происходит разрушение поверхностных объемов ТТ в результате их МЦУ [6].

Непомнящий Е.Ф. и Степхенсон на основе усталостного механизма ГА эрозии предложили математические модели для определения интенсивности эрозионных потерь (ЭП) $I_{эн}$. Недостатками данных математических моделей является отсутствие в них факторов, существенно влияющих на $I_{эн}$:

- в математической модели Непомнящего Е.Ф. – размера частиц;
- в математической модели Степхенсона – размера и угла атаки (удара) частиц.

Следует отметить, что эти факторы существенно влияют на $I_{эн}$. Например, увеличение размера частиц пыли с 100 мкм до 200 мкм приводит к росту $I_{эн}$ более чем в 1,5 раза для рабочих лопаток осевой ступени компрессора, лопаток входного направляющего аппарата, лопаток центробежных колес и др. деталей компрессоров [7]. Угол атаки также существенным образом влияет на значение $I_{эн}$. Так для пластичных материалов (сплавов металлов), из которых изготовлены в основном детали ГВТ, максимум $I_{эн}$ имеет место при углах атаки 20–40° [7–8].

Таким образом, необходимо дальнейшее теоретическое развитие имеющихся математических моделей или создание новых, которые можно применить для расчета ЭП деталей ГВТ вертолетных ГТД.

2 Цель работы

Целью данной работы является построение математической модели для определения $I_{эн}$ на основе взаимосвязей факторов ГА эрозии с учетом усталостного механизма.

3 Построение математической модели

Для построения математической модели, рассмотрим задачу одиночного удара частицы по поверхности ТТ (см. рис. 1), при следующих основных допущениях:

- при ударе частица не деформируется и не разрушается;
- действие вертикальной составляющей силы удара частицы F_y (см. рис. 1) по поверхности ТТ вызывает пластическую деформацию поверхностных объемов ТТ;
- ЭП ТТ возникают в результате усталостного разрушения пластически деформируемого объема ТТ под действием нескольких ударов частиц.

Таким образом, необходимо дальнейшее теоретическое развитие имеющихся математических моделей или создание новых, которые можно применить для расчета ЭП деталей ГВТ вертолетных ГТД.

2 Цель работы

Целью данной работы является построение математической модели для определения $I_{эн}$ на основе взаимосвязей факторов ГА эрозии с учетом усталостного механизма.

3 Построение математической модели

Для построения математической модели, рассмотрим задачу одиночного удара частицы по поверхности ТТ (см. рис. 1), при следующих основных допущениях:

- при ударе частица не деформируется и не разрушается;
- действие вертикальной составляющей силы удара частицы F_y (см. рис. 1) по поверхности ТТ вызывает пластическую деформацию поверхностных объемов ТТ;
- ЭП ТТ возникают в результате усталостного разрушения пластически деформируемого объема ТТ под действием нескольких ударов частиц.

При ударе частицы по поверхности ТТ, она теряет часть своей кинетической энергии. Скорость частицы после удара можно определить как:

$$V_2 = V_1 \cdot k_{восст}, \quad (1)$$

где V_2 и V_1 — скорость частицы после и до удара соответственно;

$k_{восст}$ — коэффициент восстановления.

Используя закон о сохранении импульса, а

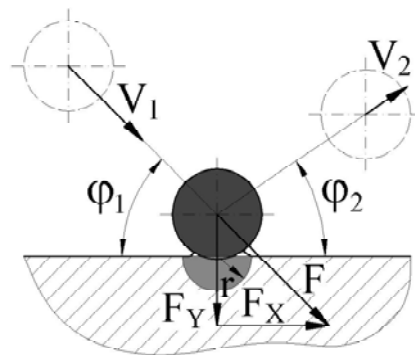


Рис. 1. Одиночный удар частицы по поверхности ТТ

также уравнение (1), определим силу удара частицы по поверхности ТТ:

$$F = \frac{m_q \cdot V_1 \cdot (1 - k_{восст})}{\tau}, \quad (2)$$

где m_q — масса частицы;

τ — продолжительность удара (время взаимодействия частицы с поверхностью ТТ).

Продолжительность удара может быть определена как:

$$\tau = \frac{d_q}{V_1}, \quad (3)$$

где d_q — размер (диаметр) частицы.

Принимаем, что геометрическая форма частицы близка к сферической, тогда:

$$m_q = \frac{1}{6} \cdot \pi \cdot d_q^3 \cdot \rho_q, \quad (4)$$

где ρ_q — плотность материала частицы.

Подставим (3) и (4) в (2), получим:

$$F = 0,52 \cdot d_q^2 \cdot V_1^2 \cdot \rho_q \cdot (1 - k_{восст}), \quad (5)$$

где ϕ_1 — угол атаки частицы.

Принимаем, что объем ТТ, который подвергается пластической деформации в результате удара частицы, будет иметь геометрическую форму полусферы с радиусом r :

$$r = \sqrt{\frac{F_x}{\pi \cdot \sigma_m}}, \quad (6)$$

где σ_m — предел текучести материала ТТ, который зависит от скорости деформации $\dot{\epsilon}$.

Удаляемый (разрушенный) объем или ЭП ТТ, условно приходящиеся на один удар частицы:

$$\text{ЭП} = \frac{2}{3} \cdot \pi \cdot r^3 \cdot \frac{1}{N}, \quad (8)$$

где N — количество ударов одинаковых частиц со скоростью V_1 , необходимых для удаления пластически деформированного объема, в результате удара одиночной частицы.

Принимая усталостный механизм ГА эрозии,

полагаем:

$$N = N_p, \quad (9)$$

где N_p – число циклов до разрушения при МЦУ.

Число циклов до разрушения можно определить из зависимости Коффина (Coffin L.F.) [9]:

$$N_p^{0,5} \cdot \Delta \varepsilon_{nl} = \frac{\varepsilon_f}{2}, \quad (10)$$

где $\Delta \varepsilon_{nl}$ – пластическая деформация за цикл;

ε_f – истинная деформация разрушения.

Выразим из (10) N_p и подставим его в (8), получим:

$$\text{ЭП} = \frac{8}{3} \cdot \pi \cdot r^3 \cdot \left(\frac{\Delta \varepsilon_{nl}}{\varepsilon_f} \right)^2. \quad (11)$$

Под интенсивностью ЭП $I_{эн}$ будем понимать отношение массовых ЭП ТТ к массе частиц их вызвавших. Тогда с учетом (4) и (11):

$$I_{эн} = 7,64 \cdot \frac{\rho_{mm}}{\rho_c} \cdot \frac{V_{mm}}{d_c^3} \cdot \left(\frac{\Delta \varepsilon_{nl}}{\varepsilon_f} \right)^2, \quad (12)$$

где ρ_{mm} – плотность материала ТТ;

V_{mm} – объем ТТ, который подвергается пластической деформации в результате одиночного удара частицы.

Анализируя зависимость (12), можно отметить, что $I_{эн}$ прямо пропорциональна отношению плотностей ρ_{mm} и ρ_c , а также зависит от размера частицы d_c , истинной деформации разрушения ТТ ε_f и объема ТТ V_{mm} , который подвергается пластической деформации $\Delta \varepsilon_{nl}$ за цикл (одиночный удар).

В свою очередь V_{mm} и $\Delta \varepsilon_{nl}$ могут быть представлены в виде зависимостей от скорости частицы до удара V_1 , угла атаки φ_1 , и размера частицы d_c . Эти зависимости могут быть определены при решении задачи удара одиночной частицы по поверхности ТТ методом конечных элементов.

Выводы и перспективы дальнейших исследований

Предложена математическая модель для расчета интенсивности ЭП деталей ГВТ ГТД в соответствии с усталостным механизмом ГА эрозии.

В дальнейшем будут проведены расчеты ЭП и $I_{эн}$ деталей ГВТ ГТД с применением предложенной математической модели.

Перечень ссылок

1. Эрозионная прочность деталей газозвдушного тракта вертолетных газотурбинных двигателей при эксплуатации в условиях запыленности воздуха. Современное состояние проблемы и возможный путь ее решения / [Д. В. Ивченко, П. К. Штанько, Н. В. Исаев, И. Ю. Павлов] // Авиационно-космическая техника и технология. – 2004. – № 7(15). – С. 135–139.
2. Эрозия: [пер. с англ.] / [А. Эванс, А. Рафф, С. Видерхорн и др.]. – М.: Мир, 1982. – 464 с.
3. Кондрашов Э. К. Эрозионностойкие лакокрасочные покрытия / Э. К. Кондрашов, В. Н. Владимирский, Э. Я. Бейдер. – М.: Химия, 1989. – 136 с.
4. Непомнящий Е. Ф. Контактное взаимодействие твердых тел и расчет сил трения и износа / Е. Ф. Непомнящий. – М.: Наука, 1971. – 240 с.
5. Крагельский И. В. Основы расчетов на трение и износ / И. В. Крагельский, М. Н. Добычин, В. С. Комбалов. – М.: Машиностроение, 1977. – 526 с.
6. Predicting the high temperature erosion behaviour of materials used in gas turbines / D. J. Stephenson // Corrosion Science. – 1989. – Vol. 29, N 6. – P. 647–656.
7. Шальман Ю. И. Износ и изменение параметров осевой и центробежной ступеней компрессора при работе на запыленном воздухе / Ю. И. Шальман // Вертолетные газотурбинные двигатели: сб. ст. / [под ред. М. М. Масленникова]. – М.: Машиностроение, 1966. – С. 163–199.
8. Mechanisms of Sand and Dust Erosion in Gas Turbine Engines: Final rept. / U.S. Army Aviation Material laboratories; Solar Turbines International San Diego California; C. E. Smeltzer, M. E. Gulden, S. S. McElmury, W. A. Compton // Contract DAAJ02-68-C-0056; 0485678. – San Diego, 1969. – 298 p.
9. Рассеянное усталостное повреждение металлов и сплавов. Сообщение 3. Деформационные и энергетические критерии / В. Т. Трошенко // Проблемы прочности. – 2006. – № 1. – С. 5–31.

Поступила в редакцию 01.07.2009

Розглянуто втомний механізм газобразивної ерозії. Запропонована математична модель для розрахунків інтенсивності ерозійних втрат деталей газоповітряного тракту ГТД.

The fatigue mechanism of gas abrasive erosion is surveyed. The mathematical model for calculation of erosive losses intensity of air-gas channel parts of gas turbine engine is offered.

УДК 669.162.23

В. В. Гоцуленко

АВТОКОЛЕБАНИЯ В ВЕРТИКАЛЬНОЙ ТРУБЕ, ОБУСЛОВЛЕННЫЕ КОНВЕКТИВНЫМ ТЕПЛОБМЕНОМ

Аналитически получены напорные характеристики трубы Рийке, восходящие (неустойчивые) ветви которых образуются из-за отрицательных теплового и гидравлического сопротивлений. Также определены периодические решения уравнений естественного и напорного движений в рассматриваемой системе.

Введение

Возбуждение автоколебаний при сгорании топлива в ЖРД (жидкостных реактивных двигателях), камерах горения промышленных агрегатов осуществляется как механизмами собственно процесса сгорания [1], так и непосредственно возникающими из-за подвода теплоты к потоку [2]. Простейшим устройством, в котором возбуждение автоколебаний происходит при теплоотдаче от накаливаемой сетки или электроспирали, является вертикальная труба, получившая название Рийке. В этом устройстве также наблюдаются автоколебания «поющего» пламени Хиггинса [3] при сгорании газообразного топлива, которые моделируют вибрационное горение в вертикальных камерах воздухонагревателей доменных печей. Кроме того, в устройствах типа трубы Рийке имеется возможность сжигать вещества, которые в обычных печах не горят или имеют низкую полноту сгорания [3].

Механизмы возбуждения автоколебаний при теплоподводе, заключающиеся в образовании нисходящих ветвей зависимостей гидравлического $h_l(Q_t)$ и теплового $h_T(Q_t)$ сопротивлений, где Q_t – объемный расход нагретой среды, образуют восходящую ветвь на напорной характеристике $F(Q_t)$ как трубы Рийке, так и камер сгорания. Автоколебания, возникающие из-за образования восходящей (неустойчивой) ветви характеристики $F(Q_t)$, имеют диаметрально противоположные свойства [5] по сравнению с колебаниями, обусловленными механизмом феноменологического запаздывания τ сгорания, предложенного Л. Крокко [2], нередко наблюдающиеся одновременно с ними.

Следует отметить, что отрицательное тепловое сопротивление $h_T(Q_t)$ [6], возникающее из-за изменения скорости движения, обусловленной воздействием теплового потока, кроме того, являются причиной возбуждения автоколебаний при парообразовании (кипение или кавитация) в движущейся жидкости.

Задача исследования

Используя напорную характеристику $F(Q_t)$ трубы Рийке, как зависимость давления от расхода равнодействующей сил [7], которая наряду с давлением, создаваемым нагнетателем (рис. 1, а), осуществляет сквозное движение в ней, задача описания автоколебаний Рийке осуществляется аналогично теории известного явления помпажа. При этом, неустойчивая восходящая ветвь напорной характеристики $F(Q_t)$ образуется из-за нисходящих ветвей зависимостей $h_l(Q_t)$ и $h_T(Q_t)$, а стационарность работы нагнетателя при напорном движении обеспечивается устойчивой монотонно убывающей его характеристикой $H(Q_t)$, где Q_t – приведенный к температуре t расход, подаваемый вентилятором.

Уравнения движения в трубе Рийке

На рис. 1, а изображена схема трубы Рийке с напорным движением, создаваемым вентилятором совместно с естественным.

Уравнение импульса массы (изменения количества движения) может быть записано в форме [7]

$$L_a \frac{dQ_t}{dt} = p_1 - p_2 + A(Q_t) - h_l(Q_t) - h_T(Q_t) - h_{dp}(Q_t), \quad (1)$$

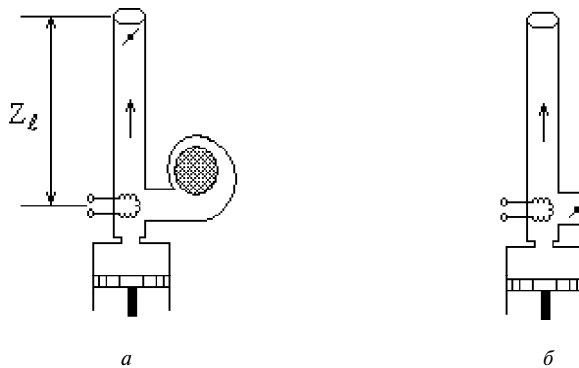


Рис. 1. Расчетные схемы трубы Рийке:

а – с нагнетателем, б – с естественным движением

где $h_{dp}(Q_t) = P$, а $P = p_{dp} - p_0$, $A(Q_t) = gZ_\ell(\rho_0 - \rho_t)$ – давление подъемной силы, ρ_0 и ρ_t – соответственно плотность холодного и нагретого воздуха.

Прибавив и вычитая постоянную величину p_0 в уравнении (1) и учитывая, что $p_0 = p_z + \rho_0 g Z_\ell$, $H(Q_t) = p_t - p_0$, уравнение (1) запишем в виде

$$L_a \frac{dQ_t}{dt} = H_{вент}(Q_t) + F(Q_t) - P, \quad (2)$$

где $H_{вент}(Q_t)$ – характеристика вентилятора, приведенная к расходу Q_t ;

$F(Q_t) = A(Q_t) - h_\ell(Q_t) - h_T(Q_t)$ – характеристика трубы Рийке, L_a – акустическая масса трубы Рийке.

Уравнение изменения массы в емкости трубы Рийке [7] имеет вид

$$C_a \frac{dP}{dt} = Q_t - \varphi(P), \quad (3)$$

где C_a – акустическая гибкость объема трубы и регулируемого объема холодного воздуха [8]. Входящий в трубу расход Q_t определяется в соответствии с напорной характеристикой $H_{вент}(Q_t) + F(Q_t)$, а выходящий – зависимостью $P = h_{dp}(Q_t)$.

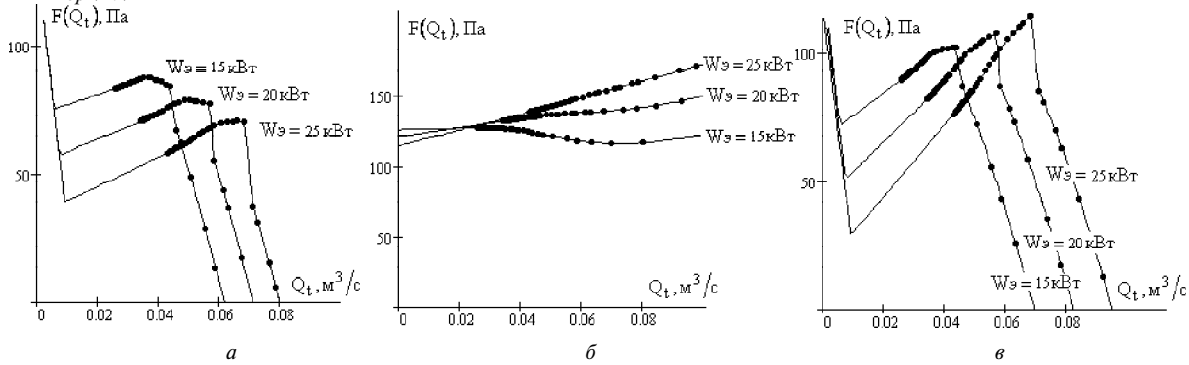


Рис. 2. Напорные характеристики трубы Рийке:

а – $F(Q_t) = A(Q_t) - h_\ell(Q_t)$; б – $F(Q_t) = A(Q_t) - h_T(Q_t)$; в – $F(Q_t) = A(Q_t) - h_\ell(Q_t) - h_T(Q_t)$

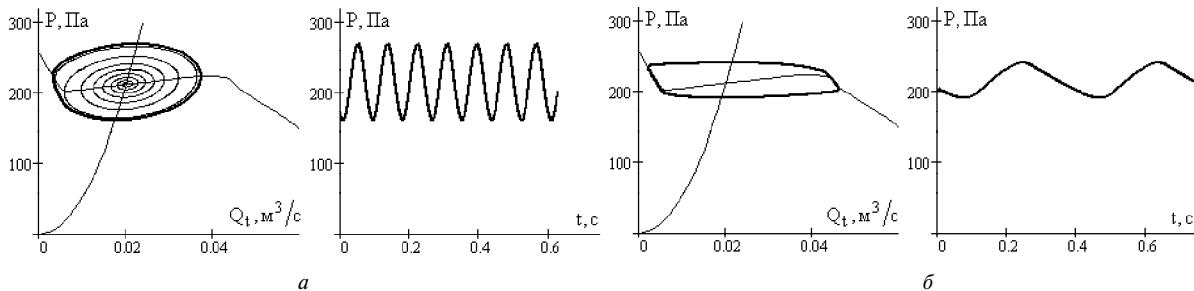


Рис. 3. Автоколебания феномена Рийке при напорном движении нагретого воздуха:

а – близкие к гармоническим; б – релаксационные

Характеристики трубы Рийке

На рис. 2 изображены напорные характеристики трубы Рийке, в состав которых входит зависимость $A(Q_t)$, а также отдельно величины $h_\ell(Q_t)$, $h_T(Q_t)$ и совместно их сумма.

Решение поставленной задачи

В уравнение (2) введем характеристику $H_{вент}(Q_t) + F(Q_t)$, т.е. состоящую из суммы напорной характеристики $F(Q_t) = A(Q_t) - h_\ell(Q_t) - h_T(Q_t)$ при мощности электроспиральи $W_\text{э} = 15 \text{ кВт}$ и характеристики нагнетателя $H_{вент}(Q_t) = H_0 - kQ_t^2$.

Периодические решения системы уравнений (2)–(3), соответствующие режиму автоколебаний, получим численным ее интегрированием с помощью алгоритма из [7]. Иллюстрация этих решений при разных акустических гибкостях C_a приведена на рис. 3.

При естественном движении (рис. 1, б), когда нагнетатель отсутствует, а дроссель, регулирующий расход, установлен перед входом в трубу, система уравнений движения с учетом сопротивления $h_T(Q_t)$, в форме [7] имеет вид

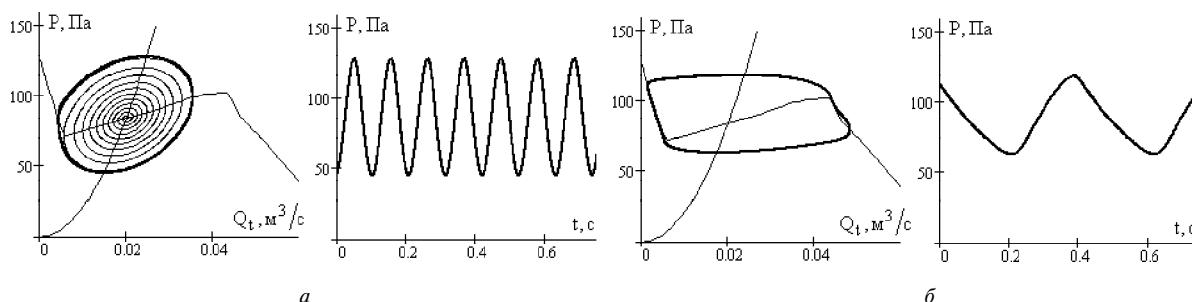


Рис. 4. Автоколебания феномена Рийке при естественном движении нагретого воздуха:
 а – близкие к гармоническим; б – релаксационные

$$\begin{cases} L_a \frac{dQ_t}{dt} = F(Q_t) - P; \\ C_a \frac{dP}{dt} = Q_t - \varphi(P), \end{cases} \quad (4)$$

где $F(Q_t) = A(Q_t) - h_\ell(Q_t) - h_T(Q_t)$, $\varphi(P)$ – функция обратная к зависимости потерь $P = h_{op}(Q_t)$ на входе, которые регулируются дросселем (рис. 1, б).

Периодическое решение системы уравнений (4), когда характеристика $F(Q_t)$ определяется одновременно наличием сопротивлений $h_T(Q_t)$ и $h_\ell(Q_t)$, представлено на рис. 4.

Уменьшение амплитуды автоколебаний, когда движение потока осуществляется вентилятором (рис. 3), по сравнению, когда оно естественно (рис. 4), обусловлено тем, что характеристика нагнетателя, монотонно убывающая функция расхода и изменение интенсивности подвода энергии на восходящей ветви зависимости $H_{вент}(Q_t) + F(Q_t)$ меньше ее значения dF/dQ_t для напорной характеристики трубы Рийке $F(Q_t)$.

Выводы

Впервые аналитически определены автоколебания при теплоотдаче в вертикальной трубе, как при напорном, так и естественном движении, когда неустойчивая ветвь напорной характеристики образована совместно отрицательными гидравлическим и тепловым сопротивлениями. Установлен характер изменения этих колебаний.

Перечень ссылок

1. Авакумов А. М. Нестационарное горение в энергетических установках: моногр. /

А. М. Авакумов, И. А. Чучкалов, Я. М. Щелоков. – Л. : Недра, 1987. – 159 с.
 2. Раушенбах Б. В. Вибрационное горение / Б. В. Раушенбах. – М. : Физматгиз, 1961. – 500 с.
 3. Ларинов В. М. Автоколебания газа в установках с горением: моногр / В. М. Ларинов, Р. Г. Зарипов. – Казань : Изд-во казан. гос. техн. ун-та, 2003. – 327 с.
 4. Гоцуленко В. В. Механізми автоколивань, зумовлені нагріванням струменів повітря або газу / В. В. Гоцуленко // 4 Всеукр. наук. конф. з прикладної математики та інформатики 21–23 квітня 2001 р. – Л., 2001. – С. 5–6.
 5. Гоцуленко В. В. Тепловое сопротивление как механизм возбуждения автоколебаний теплоподводом / В. В. Гоцуленко, В. Н. Гоцуленко // Сб. науч. трудов Днепродзержинского гос. техн. ун-та. – Вып. 1 (11), 2009. – С. 95–100.
 6. Гоцуленко В. В. Теоретическое описание автоколебаний вибрационного горения в модели жидкостного реактивного двигателя / В. В. Гоцуленко // Авиационно-космическая техника и технология. – 2008. – Т. 5, № 32. – С. 66–71.
 7. Гоцуленко В. В. Математическое моделирование особенностей феномена Рийке при изменении мощности теплового потока / В. В. Гоцуленко // Математическое моделирование, РАН. – 2004. – Т.16, № 9. – С. 23–28.
 8. Гоцуленко В. В. Автоколебания в трубе Рийке при ее собственном волновом сопротивлении / В. В. Гоцуленко // Системные технологии. – Вып. 4 (33), 2004. – С. 45–51.

Поступила в редакцию 13.05.2009

Аналитично одержані напірні характеристики труби Рійке, висхідні (нестійкі) гілки яких утворюються через негативні тепловий та гідралічний опори. Також визначені періодичні розв'язання рівнянь природного і напірного рухів в системі, що розглядається.

Pressure head characteristics of the Riyke pipe are analytically received, ascending which (unstable) branches are formed because of negative thermal and hydraulic resistance. Also periodic solutions of the equations of natural and pressure head movements in considered system are determined.

Б. Ф. Федоренко, В. С. Лукьянов

АЛГОРИТМ РАЗРАБОТКИ АНАЛИТИЧЕСКОЙ ЗАВИСИМОСТИ МЕЖДУ НАПРЯЖЕНИЕМ И ДОЛГОВЕЧНОСТЬЮ В УСЛОВИЯХ ЦИКЛИЧЕСКОГО НАГРУЖЕНИЯ

Предложен алгоритм разработки аналитической зависимости между напряжением и долговечностью при испытаниях на выносливость элементов конструкций в условиях циклического нагружения. Получена аналитическая зависимость, в которой параметры, характеризующие выносливость элемента конструкции, представлены не в отдельности, а в виде безразмерных комплексов, имеющих физический смысл. Численная реализация зависимости проведена применительно к оценке долговечности лопаток осевых турбомашин на этапе проектирования.

Введение

Результаты первых усталостных испытаний представлялись графически в координатах: напряжение (σ) – число циклов (N) т.е. $N = f(\sigma)$.

Известно, что возможности графических методов ограничены и поэтому на протяжении многих лет непрерывно делались попытки найти аналитическую зависимость между напряжением и долговечностью, которая бы с достаточной точностью описывала графическую зависимость $N = f(\sigma)$.

Вейбулл (Weibull) писал, что «параметры и форма уравнения $\sigma-N$ могут быть различными, но было бы достоинством уравнения, если бы его параметры имели некоторый физический смысл, и, особенно, если бы они могли быть определены более быстрыми методами, чем усталостное испытание, например, испытанием прочности при растяжении» [1].

Первая аналитическая зависимость в виде степенной функции была предложена Басквином (Basquin) (1910 г.)

$$\sigma = bN^{-a}, \quad (1)$$

где σ – максимальное напряжение цикла, N – число циклов, a и b – постоянные, зависящие от материала [2].

Основываясь на (1), Стромейером (Stromeyer) (1914 г.) предложена аналитическая зависимость, в которую дополнительно включен предел выносливости (σ_{-1})

$$\sigma - \sigma_{-1} = b(N + B)^{-a}, \quad (2)$$

где σ – максимальное напряжение цикла, σ_{-1} – предел выносливости, N – число циклов, B – параметр длительности, зависящий от концентрации напряжений, a – параметр формы кривой выносливости, b – коэффициент, включающий влияние всех остальных параметров [3].

Зависимость (2) представляет собой наиболее общее выражение степенной функции, из которого можно получить как частные случаи, практически все известные к тому времени зависимости между напряжением и долговечностью.

Для использования зависимости (2) в расчетной практике необходима дополнительная информация, так как зависимость содержит три неизвестные величины σ , σ_{-1} , N . Поэтому величину σ_{-1} назначают (берут из справочника для материала элемента конструкции) и, задавая действующее напряжение, вычисляют долговечность элемента конструкции.

В справочнике величина предела выносливости (σ_{-1}) определена для образцов. Но известно, что выносливость является характеристикой элемента конструкции, а не материала как, например, плотность (ρ) или модуль упругости (E), поэтому использование в зависимости Стромейера справочного значения предела выносливости (σ_{-1}) вносит существенную погрешность при определении долговечности элемента конструкции, так как не учитывается его геометрия, а в общем случае, и характер нагружения. Но, если элемент конструкции существует только на чертеже, то определение его долговечности, с использованием зависимости Стромейера, становится весьма проблематичным.

Получение аналитической зависимости между напряжением и долговечностью элементов конструкций в условиях циклического нагружения и ее реализация в расчетной практике является актуальной задачей.

Получение такой зависимости рассмотрено с использованием результатов испытаний на выносливость достаточно сложного элемента конструкции, каким является лопатка осевой турбомашин (далее по тексту – лопатка).

Для формирования аналитической зависимости использован известный метод анализа размерностей [4], который позволяет сгруппировать параметры, обуславливающие повреждаемость лопатки при циклическом нагружении, в безразмерные сочетания (комплексы π_i). Искомая аналитическая зависимость формируется с использованием этих комплексов.

Подбор параметров для формирования зависимости проведен на основании известных физических представлений о выносливости материалов (в данном исследовании – металлических материалов), с учетом конструктивных особенностей лопатки, свойств материала, из которого она изготовлена, и условий ее нагружения при испытании на выносливость.

Результаты исследования

В связи с тем, что исследование лопаток проведено при поперечном изгибе в одной плоскости (консольное закрепление), в перечень параметров введены используемые в дифференциальном уравнении колебания стержня [5]: жесткость (EI , где E – модуль упругости материала, I – момент инерции корневого сечения); удельный вес материала ($\gamma = \rho g$, где ρ – плотность материала, g – ускорение свободного падения); длина колеблющейся части (l); площадь корневого сечения (S).

Предел текучести (σ_T) и предел прочности (σ_B) введены в перечень параметров, поскольку принято считать, что условием зарождения микротрещины при циклическом нагружении является наличие в локальном объеме пластической деформации [6, 7], т.е. превышение в материале напряжений предела текучести. Развитие трещины и последующее разрушение связывают с исчерпанием внутренней энергии материала в диапазоне от предела текучести до предела прочности [8].

Известно, что напряженное состояние лопатки, как и любого элемента конструкции, обусловлено уровнем нагрузки (деформаций) и параметрами ее геометрии. Исходя из функционального назначения лопатки, ее перо имеет сложную объемно – пространственную форму, определяемую специфической геометрией поперечного сечения и изменением его площади и углового расположения по длине пера (степень закрученности пера).

Для учета геометрии лопатки в перечень параметров введены: угол поворота концевого сечения пера относительно корневого ($\Delta\varphi$); хорда в корневом сечении пера (b); длина пера (l_1); радиусы входной, выходной кромки в корневом сечении пера и радиус перехода от пера к хвостовику ($R_{вх}$, $R_{вых}$, $R_{пер}$); максимальная толщина профиля (C_{max}) в корневом сечении пера.

Действующее при испытании напряжение учтено в виде разности максимального напряжения цикла и предела выносливости ($\Delta\sigma = \sigma - \sigma_{-1}$). Число циклов до появления трещины обозначено ($\lg N$).

В неявном виде взаимосвязь между перечисленными параметрами можно записать:

$$F_1(\Delta\sigma, EI, l, g, S, R_{вх}, R_{вых}, R_{пер}, C_{max}, \Delta\varphi, b, l_1, s_B, \sigma_T, \lg N) = 0. \quad (3)$$

Используя метод анализа размерностей, выражение (3) преобразовано:

$$F_2(\pi_1, \pi_2, \pi_3, \pi_4, \pi_5, \pi_6) = 0, \quad (4)$$

где $\pi_1 = \frac{\Delta\sigma l^4}{EI}$ – комплекс напряженности (соотношение между нагрузкой и упругой силой при изгибе);

$\pi_2 = \frac{EI}{\gamma l^3 S}$ – комплекс динамического воздействия (соотношение между упругой силой и силой инерции при изгибе);

$\pi_3 = \frac{\Delta\varphi b}{2l_1}$ – комплекс геометрии (степень закрученности лопатки [9]);

$\pi_4 = \frac{C_{max} R_{пер}}{R_{вх} R_{вых}}$ – комплекс геометрии (соотношение концентраторов напряжений в корневом сечении лопатки);

$\pi_5 = \frac{\sigma_b}{\sigma_T}$ – энергетический комплекс (соотношение напряжений, определяющих зарождение и развитие трещины);

$\pi_6 = \lg N$ – кинематический комплекс (число циклов нагружения).

Взаимосвязь безразмерных комплексов можно представить в виде степенного ряда [4].

Тогда из (4) получено:

$$\pi_6 = C_1 \pi_1^a \pi_2^b \pi_3^d \pi_4^f \pi_5^h. \quad (5)$$

Для определения величин C_1, a, b, d, f, h зависимости (5) использованы результаты исследования выносливости (кривые Велера), полученные в диапазоне чисел циклов $N = 1,3 \cdot 10^5 \dots 6,3 \cdot 10^7$ при поперечном изгибе в одной плоскости (консольное закрепление, симметричный цикл нагружения) лопаток турбины и компрессора, изготовленных из никелевых сплавов. Обработка проведена с помощью метода многомерного регрессионного анализа.

Параметры геометрии исследованных лопаток приведены в таблице 1, величины комплексов – в таблице 2, величины коэффициента и показателей степени зависимости (5) – в таблице 3.

Таблица 1 – Геометрические параметры исследованных лопаток

Значение параметра		
$\left(\frac{C_{\max}}{b}\right)_{\text{корн}}$	$\left(\frac{C_{\max}}{b}\right)_{\text{конц}}$	$\frac{S_{\text{конц}}}{S_{\text{корн}}}$
0,06-0,28	0,03-0,18	0,22-0,73

Таблица 2 – Величины комплексов исследованных лопаток

Диапазон величины комплекса					
π_1	π_2	π_3	π_4	π_5	π_6
0,5-1700	1480-108000	0,04-0,13	13,2-123	1,06-1,55	5,1-7,8

Таблица 3 – Величины показателей степени и коэффициента зависимости (5)

Коэффициент	Величина показателей степени				
	a	b	d	f	h
C_1					
23,81	-0,1395	-0,1283	-0,1959	-0,0478	0,2095

Графическое представление результатов исследования выносливости лопаток в координатах $\pi_6^1 - H_1$, где $\pi_6^1 = N$; $H_1 = C_1 \pi_1^a \pi_2^b \pi_3^d \pi_4^f \pi_5^h$ (при $C_1=1$) показывает (рис. 1) зависимость долговечности от напряжений при циклическом на-

гружении лопаток. Коэффициент множественной корреляции 0,9482.

Таким образом, получена аналитическая зависимость (5) между величиной переменных напряжений и долговечностью лопаток, аналогичная зависимости, полученной по результатам испытаний образцов (2), но содержащая параметры (комплексы π_i), сформированные на основании физических представлений о выносливости.

Но для использования в расчетной практике полученной зависимости (5) в ней, как и в зависимости (2), недостает величины предела выносливости (σ_{-1}) рассматриваемого элемента конструкции.

На точность результатов, получаемых с использованием зависимости (5), в значительной степени будет влиять величина σ_{-1} , которая должна быть присуща рассчитываемому элементу конструкции (в данном случае лопатке). Значение σ_{-1} может быть вычислено с использованием принципов формирования зависимости (5) на базе имеющихся исследований по определению предела выносливости лопаток.

Поскольку предел выносливости это максимальное напряжение, при котором не происходит разрушение элемента конструкции до базового числа циклов (N_B), то с учетом всех предыдущих предпосылок, можно составить зависимость, аналогичную (3), в которую вместо действующего напряжения ($\Delta\sigma$) и числа циклов ($\lg N$) ввести, соответственно, предел выносливости (σ_{-1}) и базовое число циклов (N_B). В результате получим:

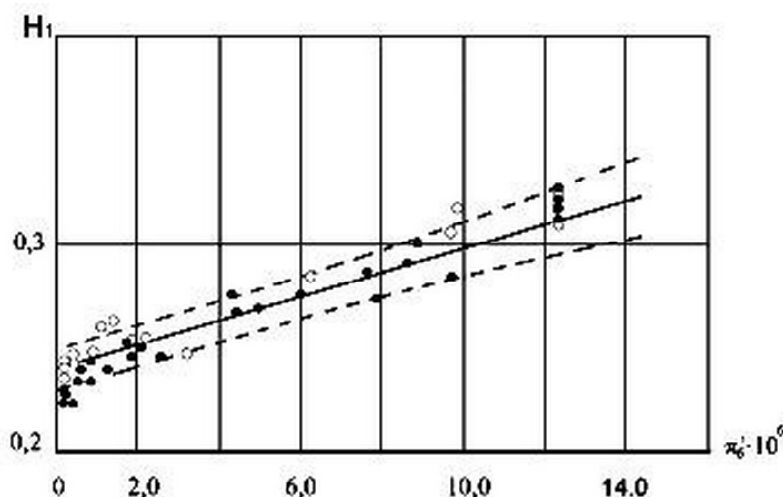


Рис. 1. Зависимость H_1 от π_6^1 по результатам испытаний лопаток, при поперечном изгибе в одной плоскости (консольное закрепление, симметричный цикл нагружения):

- – лопатки турбины; ○ – лопатки компрессора;
- — — — — линии регрессии; - - - - - граница интервала с доверительным уровнем 0,05

$$F_3(\sigma_{-1}, EI, l, \gamma, S, R_{вх}, R_{вых}, R_{пер}, C_{max}, \Delta\phi, b, l_1, \sigma_B, \sigma_T, N_B) = 0. \quad (6)$$

Дальнейшее преобразование зависимости (6) и получение расчетной зависимости для предела выносливости выполняется аналогично ранее изложенному с введением комплекса $\pi_7 = \frac{\sigma_{-1} l^4}{EI}$

вместо $\pi_1 = \frac{\Delta\sigma l^4}{EI}$ и комплекса $\pi_8 = N_B$ вместо $\pi_6 = \lg N$. Так как комплекс π_8 является постоянной величиной (для никелевых сплавов $N_B = 2 \cdot 10^7$ циклов) то, для упрощения вычислений, в расчетной зависимости принято $\pi_8 = N_B = \text{const}$. По аналогии с зависимостью (5) получено:

$$\pi_7 = C_2 \pi_2^e \pi_3^m \pi_4^n \pi_5^k. \quad (7)$$

Для определения величин C_2, e, m, n, k зависимости (7) использованы значения пределов выносливости, полученные для лопаток турбины и компрессора. Материал и характер нагружения лопаток идентичны ранее упомянутым. Обработка проведена методом многомерного регрессионного анализа.

Относительные параметры геометрии исследованных лопаток приведены в таблице 4, величины комплексов – в таблице 5, величины коэффициента и показателей степени зависимости (7) – в таблице 6.

Таблица 4 – Геометрические параметры исследованных лопаток

Значение параметра		
$\left(\frac{C_{max}}{b}\right)_{корн}$	$\left(\frac{C_{max}}{b}\right)_{конц}$	$\frac{S_{конц}}{S_{корн}}$
0,057-0,282	0,032-0,182	0,220-0,726

Таблица 5 – Величины комплексов исследованных лопаток

Диапазон величины комплекса				
π_7	π_2	π_3	π_4	π_5
20,56-3527	26686-106600	1,13-1,54	0,03-0,13	13,1-88,7

Таблица 6 – Величины показателей степени и коэффициента зависимости (5)

Коэффициент	Величина показателей степени			
	e	m	n	k
C_2				
6064	-0,7942	-1,3473	-0,0452	1,4649

Графическое представление результатов исследования выносливости лопаток в координатах $\lg \pi_7 - \lg H_2$, где $\lg H_2 = \lg(C_2 \pi_2^e \pi_3^m \pi_4^n \pi_5^k)$ (при $C_2 = 1$), показывает (рис. 2) зависимость предела выносливости лопатки от параметров его определяющих.

Коэффициент множественной корреляции 0,9917.

Таким образом, получена аналитическая зависимость для определения предела выносливости лопатки на этапе ее проектирования.

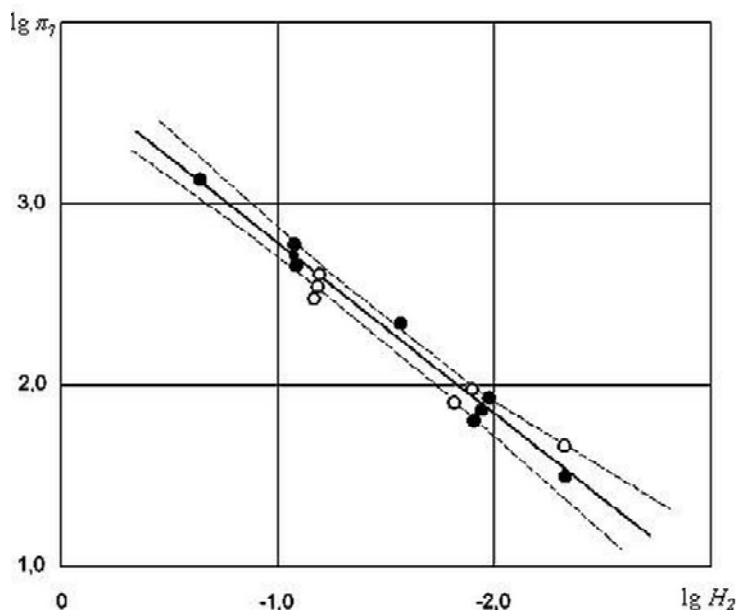


Рис. 2. Зависимость π_1 от H_2 по результатам испытаний лопаток, при поперечном изгибе в одной плоскости (консольное закрепление, симметричный цикл нагружения):

- – лопатки турбины; ○ – лопатки компрессора;
- — — — — линии регрессии; - - - - - граница интервала с доверительным уровнем 0,05

Обсуждение

Представленные результаты свидетельствуют о решении поставленной в статье задачи — получение аналитической зависимости между напряжением и долговечностью элемента конструкции в условиях циклического нагружения и реализация ее по мере получения дополнительных знаний о факторах, определяющих сопротивление элементов конструкций циклическому нагружению, (например, о структуре материала, технологии изготовления и т.д.), зависимости (5) и (7) могут быть дополнены безразмерными комплексами π_i , сформированными из этих факторов, что повысит точность получаемых результатов.

Выводы

1. Предложен алгоритм разработки аналитической зависимости между напряжением и долговечностью элементов конструкций в условиях циклического нагружения.

2. Получена аналитическая зависимость $N = f(\sigma)$, в которой параметры, характеризующие выносливость элемента конструкции, представлены в виде безразмерных комплексов (π_i), имеющих физический смысл. Численная реализация зависимости проведена применительно к оценке долговечности лопаток осевых турбомашин на этапе проектирования.

3. Предложенный алгоритм может быть использован для формирования зависимости долговечности от напряжений для любых элементов конструкции при любых схемах циклического нагружения.

Перечень ссылок

1. Weibull W. A statistical theory of strength of materials / Weibull W. — Proc. Roy. Acad. Engng. Sci. — N 15. — 1939. — P. 268–282.
2. Basquin O. H. The exponential law of endurance test / Basquin O. H. — Proc. Amer. Soc. Test. Mater. — N 10. — 1910. — P. 625–630.
3. Stromeyer C. E. The determination of fatigue limits under alternating stress conditions / Stromeyer C. E. — Proc. Roy. Soc. A90. — 1914. P. 411–425.
4. Schenck Hilbert, Jr. Theories of engineering experimentation / Schenck Hilbert, Jr. — New York, St. Louis, San Francisco, Toronto, London, Sydney: McGraw – Hill book company. — 1968. — 380 p.
5. Timoshenko S. Vibration problems in engineering / Timoshenko S. — Toronto, New York, London. D. Van Nostrand company INC. — 1955. — 340 p.
6. Ronay M. Fatigue of high – strength materials / Ronay M. // Fracture and advanced treatise. Vol. 3, Engineering fundamentals and environmental effects. — New York and London. Academic Press, 1971. — 350 p.
7. Yokobori Takeo. An interdisciplinary approach to fracture and strength of solids / Yokobori Takeo. — Groningen, Wolters – Noordhoff scientific publications L.T.D. — 1968. — 370 p.
8. Федоренко Б. Ф. Оценка характеристик усталости рабочих лопаток компрессора вертолетного ГТД / Б. Ф. Федоренко // Труды ЦИАМ № 1078, вып. 2. — М. : ЦИАМ, 1983. — С. 52–64
9. Скубачевский Г.С. Авиационные газотурбинные двигатели. Конструкция и расчет деталей / Г. С. Скубачевский. — М. : Машиностроение, 1974. — 520 с.

Поступила в редакцию 22.06.2009

В статті представлено алгоритм створення аналітичної залежності між напруженням та довговічністю при випробуванні на витримку елементів конструкцій в умовах циклічного навантаження. Розроблено аналітичну залежність, в якій параметри, що характеризують витримку елемента конструкції, надані не окремо, а зведені до безрозмірних комплексів, маючих фізичний зміст. Чисельна реалізація залежності проведена для оцінки довговічності лопаток осевих турбомашин при їх проектуванні.

The algorithm of development of analytical dependence between a pressure and durability is offered at tests for endurance of elements of designs in conditions cyclic repeated loading. Analytical dependence in which the parameters describing endurance of an element of a design, are presented not separately, and in the form of dimensionless complexes having physical sense. Numerical realization of dependence is lead with reference to an estimation of durability lona-tok axial turbomachines at a design stage.

УДК 621.44.533

Ю. Ф. Басов, А. Е. Демин, Н. В. Пижанкова

ГАЗОДИНАМИЧЕСКОЕ ПРОЕКТИРОВАНИЕ РАБОЧИХ КОЛЕС ВЫСОКОНАПОРНЫХ КОМПРЕССОРНЫХ СТУПЕНЕЙ

Представлена система газодинамического проектирования лопаточных венцов рабочих колес высоконапорных компрессорных ступеней. Выбор ступени, используемой в качестве начального приближения, осуществлен на основе использования банка данных. Геометрическое моделирование лопаточных венцов в соответствии с формой и размерами проточной части и адаптация входных кромок лопаток к полю параметров потока на входе позволяет получить начальное приближение для последующей модификации. В процессе проектирования использованы методы твердотельного моделирования лопаток, газодинамического поверочного расчета и оптимизационные алгоритмы, обеспечивающие получение заданных значений интегральных параметров. Представлены результаты использования предложенной системы.

Введение

Высоконапорные компрессорные ступени, имеющие степень повышения полного давления, превышающую $\pi_{cm}^* \geq 1,6 \dots 2,0$ становятся неотъемлемыми элементами конструкций современных авиационных ГТД. Их использование позволяет существенно сократить габаритные размеры двигателя как в осевом, за счет уменьшения числа ступеней, так и в радиальном направлении при использовании высоких частот вращения. Эти ступени имеют высокий уровень скоростей потока на входе вплоть до чисел Маха на периферии в относительном движении $M_{w1} = 1,5 \dots 1,6$.

Проектирование высоконапорных компрессорных ступеней объединяет газотермодинамический, прочностной и технологический аспекты. Требования газодинамики, прочности и технологии производства зачастую противоречат друг другу. Поэтому весь процесс проектирования высоконапорных ступеней, как правило, осуществляется в интерактивном режиме.

Постановка задачи исследования

Газодинамическое проектирование высоконапорных компрессорных ступеней авиационных ГТД имеет ряд существенных особенностей. Для таких объектов при заданных весьма жестких ограничениях на размер проточной части необходимо получить высокие степени повышения давления, обеспечив высокие значения лобовой производительности, КПД ступени и компрессора в целом, а также достаточные запасы устойчивости, что в совокупности является чрезвычайно сложной задачей.

Методики проектирования высоконапорных компрессорных ступеней практически не пред-

ставлены в открытой литературе, а в отечественной — просто отсутствуют. Чаще всего такие ступени делаются «на ощупь» без отлаженных и доведенных алгоритмов оптимизации. В зарубежной литературе существует специальный термин, относящийся к процессу проектирования сложных компрессорных ступеней — «the state of the art», что по сути означает использование последовательных приближений на основе опыта специалиста — проектировщика. В настоящее время опубликованы оптимизационные алгоритмы различного уровня сложности, применяющиеся, например, с целью обеспечения максимального КПД при наличии некоторых ограничений в процессе газодинамического проектирования лопаточных венцов, имеющих существенно меньшую нагруженность. Совокупность большого числа противоречивых факторов, влияющих на течение в ступенях при высоких степенях повышения давления не позволяет в настоящее время предложить систему автоматизированного проектирования таких объектов. Поэтому ниже представлена система, позволяющая получить геометрические параметры ступеней, обеспечивающих заданные значения газотермодинамических параметров в интерактивном режиме.

Решение задачи

Для эффективной организации процесса проектирования важным этапом является выбор начального приближения, т.е. ступени, наиболее близкой по параметрам в «расчетной» точке к требованиям технического задания.

Для получения такой ступени должен быть использован банк данных, в основу которого положена вся имеющаяся информация об отработанных и испытанных компрессорных ступенях.

В случае отсутствия упомянутого банка необходимо спроектировать исходный (базовый) вариант ступени для его дальнейшего совершенствования.

Банк данных включает в себя основные газотермодинамические параметры ступени (степень повышения давления π_{cm}^* , КПД η_{cm}^* , запасы газодинамической устойчивости ΔK_y и др.), режим ее работы по расходу и частоте вращения в «расчетной» точке, геометрические параметры проточной части и лопаточных венцов, решеток профилей на различных радиусах, а также математическую модель, описывающую газодинамические процессы в ступени в одно-, двух- или трехмерной постановке в зависимости от используемого математического обеспечения. В банке также представлены полученные расчетным или экспериментальным путем суммарные характеристики и радиальные эпюры параметров потока, а также другая информация о течении. Геометрические параметры лопаточных венцов и проточной части определяют на основе хранящейся в банке конструкторской документации и используют как совокупность исходных данных, необходимых для проведения расчетных исследований течения, построения математической газодинамической модели ступени, проведения параметрических исследований и т.д. При наличии результатов опытных исследований в банке содержатся значения настроечных коэффициентов для уточнения математической модели. Информация о ступени должна быть достаточной для оперативного проведения расчетного анализа течения в ступени на любом интересующем режиме и последующей модификации ее геометрических параметров.

На рис. 1 схематически представлены сведения о компрессорной ступени как элементе банка данных, которые лишь частично отображают объем хранящейся информации. Банк данных является основой для выбора базовой ступени, наиболее близко по параметрам подходящей к проектируемому объекту. Далее данная ступень с использованием геометрического моделирования и теории подобия адаптируется к заданной в техническом задании проточной части с последующей коррекцией входных кромок лопаток под заданное поле параметров потока на входе. Завершением этого этапа работы является математическая газодинамическая модель ступени, которая включает в себя результаты твердотельного моделирования, полученные на его основе исходные данные, необходимые для проведения расчета течения в ступени, ее суммарные характеристики, а также другую информацию.

Для проведения численных исследований могут быть задействованы методы различного уровня сложности: от достаточно простых одномерных подходов до наиболее сложных 3D методов.

В данной системе для выполнения большинства расчетов использован программный комплекс AxSym_M, адаптированный к расчету высоконагруженных ступеней, позволяющий проводить поверочные расчеты течений в 2D постановке [1, 2]. Метод расчета пространственного течения используется на завершающих этапах проектирования.

Укрупненно блок-схема процесса газодинамического проектирования показана на рис. 2.

Для анализа влияния различных геометрических факторов, называемых далее переменными проектирования, на структуру течения и суммарные характеристики лопаточного венца должны быть проведены параметрические исследования с помощью методов численного анализа, которые позволяют исследовать воздействие на течение изменения распределения геометрического угла в, толщины профиля вдоль средней линии, формы ограничивающих проточную часть поверхностей на втулке и периферии, длины хорды и густоты решеток, стреловидности лопатки, окружного навала и других величин. Однозначных сведений о влиянии этих параметров на структуру течения и суммарные характеристики применительно к исследуемым ступеням нет. Зачастую представленные в литературе сведения носят отрывочный и противоречивый характер. Поэтому для большинства рассматриваемых объектов параметрическое исследование является целесообразным. Для его проведения выбираются пределы изменения переменных проектирования по отношению к исходному варианту лопаточного венца, проводится пространственное твердотельное моделирование модифицированных лопаток, препроцессорная обработка его результатов, позволяющая получить исходные данные для расчета, и затем выполняется численный анализ течения.

С использованием выбранного начального приближения и результатов параметрических исследований осуществляется оптимизационный процесс. Вполне понятно, что имеющееся обилие подходов к его организации, наличие различных по сложности алгоритмов представляет собой мощный арсенал проектировщика при разработке высоконагруженных ступеней. Использование наиболее сложных из этих методов становится оправданным при накоплении достаточного опыта проектирования, информации о взаимосвязях геометрических и газотермодинамических параметров. На этапе построения и отработки такой системы, целесообразно использовать относительно простые методы регрессионного анализа для построения поверхности отклика, отражающей влияние изменения геометрических параметров на искомую функцию цели на основе применения численного эксперимента.

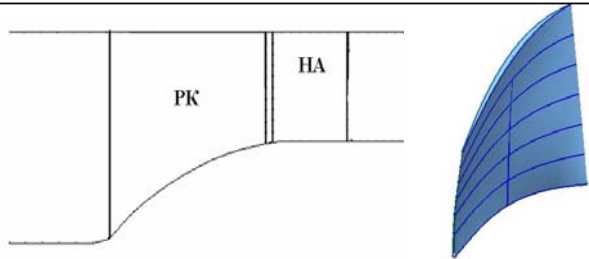
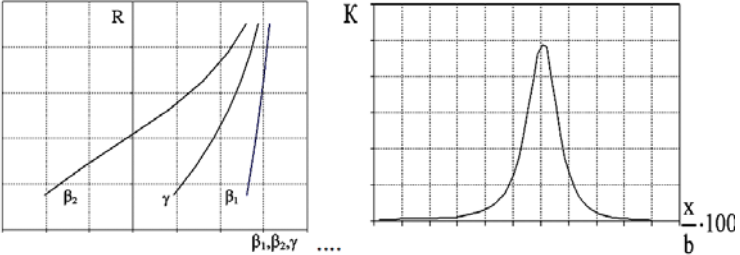
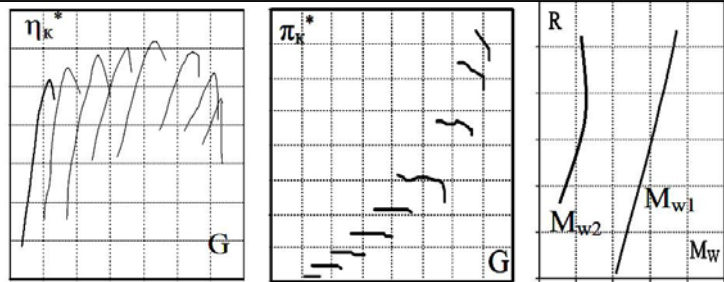
Наименование ступени	Ступень С-Х
Параметры ступени в расчетной точке	$\pi_{ст\ p}^*$, $\eta_{ст\ p}^*$, $\Delta K_{y\ p}$, n_{np} , G_{np} , поле параметров потока на входе
Геометрические параметры лопаточных венцов и проточной части	 <p>конструкторская документация (чертежи лопаточных венцов и проточной части), твердотельная модель ступени</p>  <p>геометрические углы входа и выхода, углы установки, кривизны цилиндрических сечений, форма средней линии, распределение толщин профиля по его длине, величина и положение прогиба средней линии и др.</p>
Экспериментальные данные	суммарная характеристика ступени и ее элементов, радиальные эпюры параметров, запасы ГДУ
2 D математическая модель ступени. Суммарные характеристики и структура течения	 <p>полученные расчетным путем суммарные характеристики ступени и ее элементов, радиальные эпюры параметров в широком диапазоне режимов по расходу и частоте вращения, сопоставление с экспериментальными данными (при их наличии), определение настроечных коэффициентов (в случае их использования)</p>

Рис. 1. Информация о ступени компрессора в банке данных

С помощью регрессионной модели могут быть получены соответствующие экстремальному значению функции цели параметры проектирования, которые затем реализуются в графическом пакете при построении пространственной модели лопатки.

Проверка соответствия геометрических и газотермодинамических параметров полученного лопаточного венца проводится с использованием относительно простого и быстрого метода расчета и комплекса программ ПК AxSym_M, а также путем применения 3D CFD метода решения уравнений Навье-Стокса. При наличии отклонений от параметров технического задания необ-

ходимо провести процедуру доводки отдельных элементов лопаточного венца на основе 3D CFD метода расчета.

Полученные результаты

В качестве примера применения предложенной выше системы представлены результаты проектирования высоконапорного рабочего колеса на базе исходного лопаточного венца С-0. При его создании ставились следующие условия: при неизменной форме и размерах проточной части, а также значении суммарной степени повышения полного давления, соответствующих базовому варианту, обеспечить увеличение массового

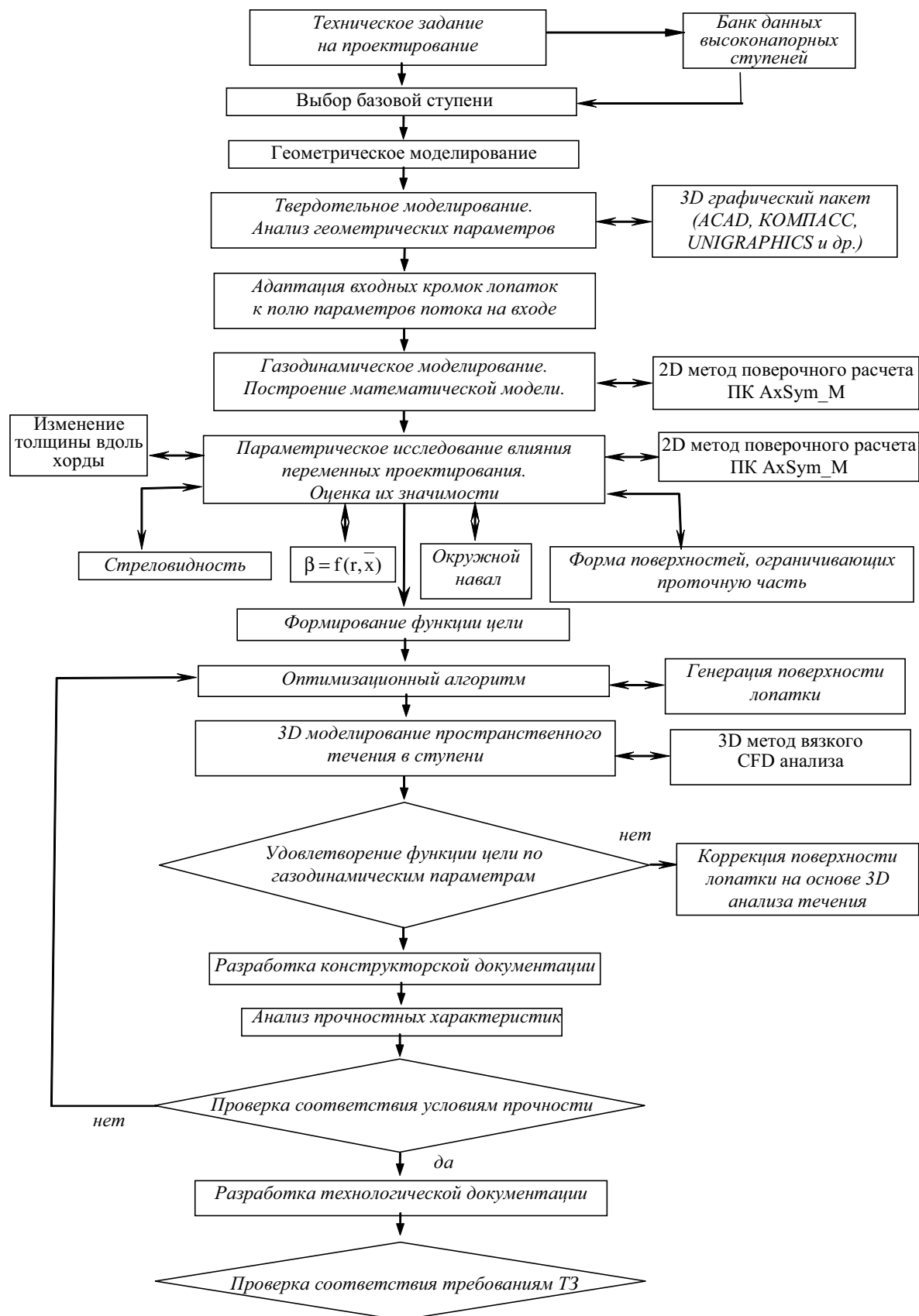


Рис. 2. Блок – схема процесса проектирования компрессорной ступени

расхода рабочего тела через проточную часть не менее чем на 15 % ($G_e \geq 1,15 \cdot G_{e \text{ баз}}$).

В процессе выполнения работы оказалось, что повысить значение расхода по сравнению с базовым вариантом возможно лишь при увеличении площади проходного сечения путем повышения значения наружного диаметра на $\approx 1,1$ %. Полученный лопаточный венец С-1 позволяет удовлетворить требованиям технического задания по расходу и степени повышения давления, однако имеет недостаточное значение запаса устойчивости.

На рис. 3 показаны характеристики базового варианта рабочего колеса С-0 и колеса С-1 в виде зависимостей безразмерных значений степени повышения полного давления $\pi_{в}^*$ и

$$\pi_{в.р.}^* = \frac{\pi_{в}^*}{\pi_{в.р.}^*}$$

$$\text{КПД } \eta_{в}^* = \frac{\eta_{в}^*}{\eta_{в.р.}^*} \text{ от расхода } \bar{G}_в = \frac{G_в}{G_{в.р.}}$$

где индекс «р.р.» обозначает расчетный режим исходного варианта ступени.

Для обеспечения запасов ГДУ при построении следующего варианта РК С-2 в целевую функцию введен контроль значения ΔK_y . Характеристики полученного РК приведены на рис. 3. При прочих равных условиях рабочее колесо имеет значение КПД на «расчетном» режиме несколько ниже, чем РК С1, однако имеет большие на ≈ 6 % по сравнению с С1 запасы устойчивости.

Полученные результаты в полной мере отражают физические процессы в высоконагруженных ступенях. Их рабочие колеса являются предельными по своим газотермодинамическим параметрам и повышение запасов ГДУ возможно лишь ценой снижения интегрального значения КПД.

На рис. 4 показаны распределения чисел Маха потока в относительном движении по высоте лопатки на входе для представленных вариантов колес, отражающие отличия режима работы по расходу вариантов С-1 и С-2 от базового. Рисунок 5 иллюстрирует 3D модель рабочего колеса ступени С-2.

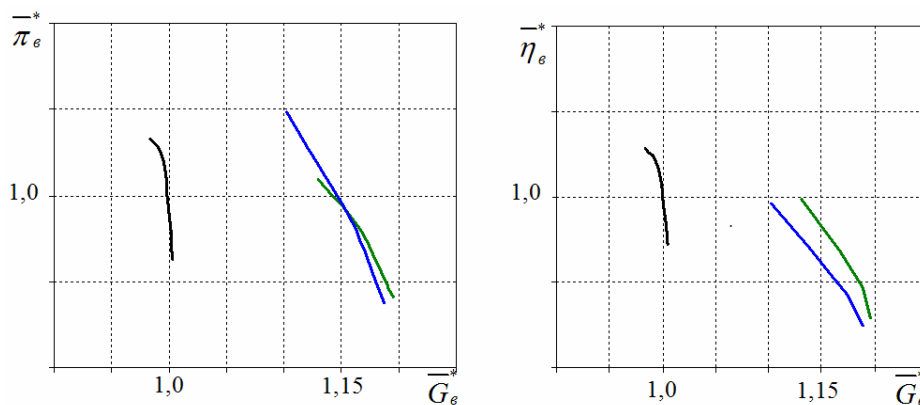


Рис. 3. Суммарные характеристики рабочих колес

— РК С-0, — РК С-1, — РК С-2

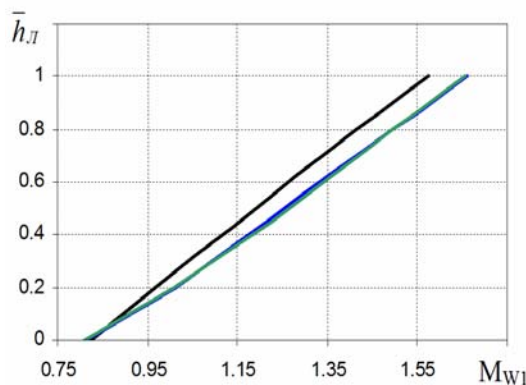


Рис. 4. Распределения чисел Маха потока в относительном движении на режиме $\pi_{в}^* = 1$

— РК С-0, — РК С-1, — РК С-2

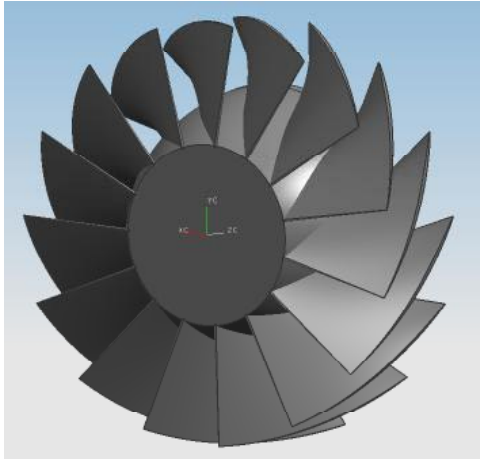


Рис. 5. 3D модель рабочего колеса ступени С-2

Заключение

Представлена система газодинамического проектирования лопаточных венцов высоконапорных компрессорных ступеней и результаты ее

применения для построения рабочих колес ступеней, обеспечивающих заданное значение π_B^* , увеличение расхода по сравнению с базовой ступенью.

Проведенные исследования позволили также сделать вывод о том, что практически предельные газотермодинамические значения параметров высоконагруженных компрессорных ступеней требуют особой осторожности при постановке задачи их совершенствования.

Перечень ссылок

1. Басов Ю. Ф. Совершенствование метода расчета течения в высоконапорной компрессорной ступени / Ю. Ф. Басов, Л. Г. Бойко, А. Е. Демин // *Авиационно-космическая техника и технология* — 2009. — № 2 (59) — С. 63–68.
2. Басов Ю.Ф. Расчетное исследование течения в сверхзвуковом рабочем колесе / Ю. Ф. Басов, Н. В. Пижанкова // *Авиационно-космическая техника и технология*. — 2009. — № 2.— (59). — С. 77–81.

Поступила в редакцию 07.07.2009

Наведено систему газодинамічного проектування вінців лопаток робочих коліс високо-напірних компресорних ступенів. Вибір ступеня, що використовується як початкове наближення, здійснений на основі використання банку даних. Геометричне моделювання вінців лопаток відповідно до форми і розмірів проточної частини і пристосовування вхідних кромки лопаток до поля параметрів потоку на вході дозволяє отримати початкове наближення для подальшої модифікації. В процесі проектування використані методи твердотільного моделювання лопаток, газодинамічного перевірного розрахунку і оптимізаційні алгоритми, що забезпечують отримання заданих значень інтегральних параметрів. Представлені результати використання запропонованої системи.

The high-pressure compressor stage rotors gas dynamic design system is presented The choice of the stage, used as an initial approaching, is carried out on the basis of the use of data bank. Geometrical design of blade rows in accordance with form and sizes of running part and the adaptation of entrance edges of blades to the entrance flow field parameters allows to get the initial approaching for the next modification. Three dimension blade modeling methods design, gas dynamic design checking calculation and optimization algorithms, which support a receipt of set values of integral parameters are used in the design process. Offered system usage results are presented.

УДК 338.512

Н. Г. Фатюха, А. П. Пухальська

ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ СЕЗОННИХ КОЛИВАНЬ ПОКАЗНИКА СОБІВАРТОСТІ РЕАЛІЗОВАНОЇ ПРОДУКЦІЇ НА ПРИКЛАДІ ПІДПРИЄМСТВА ВАТ «МОТОР СІЧ»

Виявлено основну тенденцію розвитку показника собівартості реалізованої продукції з урахуванням індексу сезонності; проведено екстраполяцію цього показника на 2009–2010 рр. з метою дослідження подальшого розвитку підприємства.

Вступ

Метою роботи є виявлення основної тенденції розвитку показника собівартості реалізованої продукції (товарів, робіт, послуг) за 2004–2008 рр. з урахуванням сезонних коливань для прогнозування значень цього показника на 2009–2010 роки; надання рекомендацій щодо фінансової політики підприємства.

Результати дослідження

Запорізьке відкрите акціонерне товариство «Мотор Січ» достойно представляє Україну в світі серед провідних авіадвигунобудувальних фірм. Підприємство спеціалізується на розробці, виробництві, ремонті і супроводженні в експлуатації газотурбінних двигунів для воєнної та громадянської авіації, промислових приводів і енергетичних установок, споживчих товарів. Основну частку собівартості реалізованої продукції (товарів, робіт, послуг) складає собівартість авіаційних двигунів. Авіаційні двигуни підприємства експлуатуються в більш, ніж ста двадцяти країнах світу. Серед країн-замовників підприємства найбільшими є Росія, Китай, Індія, Іран, Алжир, Лівія. До складу ВАТ «Мотор Січ» входять наступні структурні одиниці, які розташовуються на території України: Запорізький двигунобудівний завод, Запорізький машинобудівний завод ім. В.І. Омельченка, Снежнянський машинобудівний завод, Волочиський машинобудівний завод та авіакомпанія «Мотор Січ».

Однією з проблем в системі управління є передбачення майбутнього та прийняття ефективного рішення в умовах невизначеності. Інструментом мінімізації невизначеності слугує прогнозування. При прогнозуванні соціально-економічних процесів перевага віддається статистичним методам, прогнозним результатом яких є очікувані у майбутньому значення характеристики процесу.

Об'єктом дослідження є дані поквартальної фінансової звітності підприємства ВАТ «Мотор Січ» за 2004–2008 рр.; зокрема показник собівартості реалізованої продукції.

Собівартість реалізованої продукції складається з виробничої собівартості продукції, яка була реалізована протягом звітного періоду, нерозподілених постійних загальновиробничих витрат та наднормативних виробничих витрат. Основну частину витрат у собівартості складають витрати на сировину, матеріали, комплектуючі, зарплату основних виробників, відрахування з зарплати до фондів соціального страхування та постійних витрат на виробництво продукції.

Сезонним коливанням називають більш-менш стійкі внутрішньорічні коливання в рядах динаміки, зумовлені специфічними умовами виробництва чи споживання певного виду продукції. Сезонні коливання характеризуються спеціальним показником, який називають індексом сезонності I_s , тобто процентне відношення однієї місячних (квартальних) фактичних рівнів рядів динаміки до їх середньорічних або вирівняних рівнів. В сукупності ці індекси утворюють сезонну хвилю [1].

Аналіз фінансової звітності встановив сезонність виробництва підприємства.

Уявлення про зміну попиту на продукцію авіадвигунобудівельного підприємства в окремі періоди дають графіки, наприклад, поквартальної зміни показника собівартості реалізованої продукції (товарів, робіт, послуг) (рис. 1). Такі коливання можна пояснити тим, що підприємство укладає договори щодо реалізації продукції, яка має тривалий виробничий цикл, і розрахунки з замовниками в основному проводяться в останньому кварталі року, коли готова продукція відвантажена замовнику.

Для дослідження сезонних коливань можна використовувати різні методи (простий середньої, Персона, ковзної середньої, аналітичного згладжування, рядів Фур'є) [1].

В нашому випадку першим використовувався метод простої середньої для отримання значень індексів сезонності, характерних для кожного кварталу, і метод аналітичного згладжування (виявлення основної тенденції) з подальшим усуненням лінійного тренду.

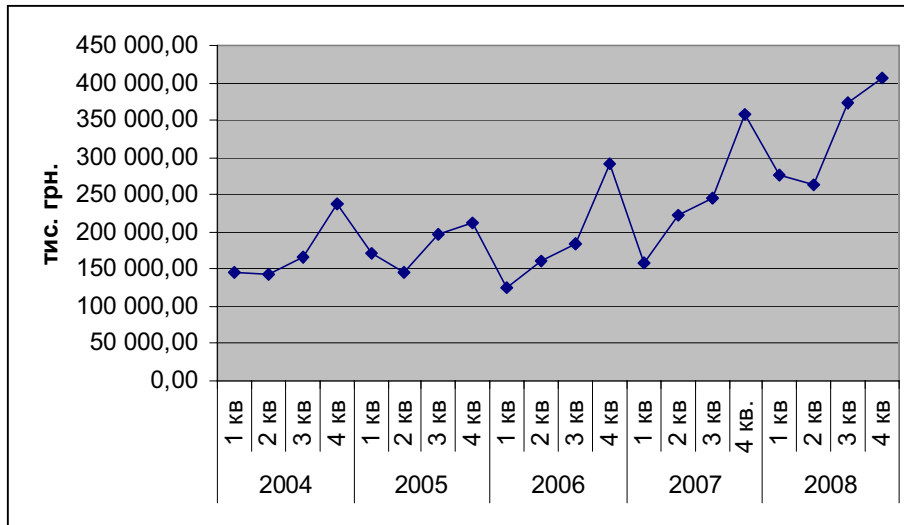


Рис. 1. Зміна показника собівартості реалізованої продукції (товарів, робіт, послуг) в розрізі кварталів за 2004-2008 рр., тис. грн.

Розрахунок індексу сезонності реалізації за методом простих середніх проводився в три етапи:

1. Обчислюємо середній показник собівартості у кожному кварталі за п'ять років. Цей розрахунок ліквідує вплив випадкових чинників і здійснюється за середньою арифметичною простою. Тобто, середній показник собівартості у першому кварталі за п'ять років:

$$\bar{Y}_1 = \frac{876887}{5} = 175337,40 \text{ , тис. грн.}$$

Аналогічно обчислюються обсяги показника собівартості для II, III і IV кварталів.

2. Середній показник собівартості за весь досліджуваний період склав:

$$\bar{Y}_3 = \frac{4482625}{20} = 224131,25 \text{ , тис. грн.}$$

3. Сезонна хвиля, або індекс сезонності за п'ять років для першого кварталу склав:

$$I_s = \frac{\bar{Y}_1}{\bar{Y}_3} \cdot 100 = \frac{175377,40}{224131} \cdot 100 = 65,402 \text{ \%}$$

За цією формулою обчислюються індекси сезонності для II, III і IV кварталів.

Одержані дані були занесені до табл. 1.

На основі розрахункової таблиці сезонна хвиля буде мати вигляд, представлений на рис. 2.

Таким чином, середній показник собівартості реалізованої продукції за весь досліджуваний період складав 224131,00 тис грн. На підставі даних табл. 1 і рис. 1 можна дійти висновку про те, що показник собівартості суттєво знижується в 1-му, 2-му і 3-му кварталах і різко зростає в 4-му. В середньому за досліджуваний період собівартість реалізованої продукції була у першому кварталі на меншій на 34,60 % (тобто 100-65,40) пунктів, в другому кварталі на 30,20 (тобто 100-69,80), а в третьому кварталі на 13,01 (тобто 100-86,99) пунктів менше середньоквартального показника, тоді як у четвертому – на 12,13 (тобто 112,13-100) пунктів більше цього рівня.

Розраховані індекси сезонності достатньо надійні і точні. Це дає змогу використати їх для екстраполяції показника собівартості реалізованої продукції.

Таблиця 1 – Дані для розрахунку сезонної хвилі зміни показника собівартості реалізованої продукції (товарів, робіт, послуг) ВАТ «Мотор Січ» за 2004-2008 роки, тис. грн

Квартал	Роки					Разом	У середньому	Сезонна хвиля, %
	2004	2005	2006	2007	2008			
1 кв	145 738	171 302	125 640	159 075	275 132	876 887	175377,40	65,40
2 кв	143 523	146 582	161 103	222 181	262 504	935 893	187178,60	69,80
3 кв	165 323	197 345	183 605	246 289	373 843	1 166 405	233281,00	86,99
4 кв	236 652	211 379	292 291	356 718	406 400	1 503 440	300688,00	112,13
Разом	691 236	726 608	762 639	984 263	1 317 879	4 482 625	224131,25	334,33

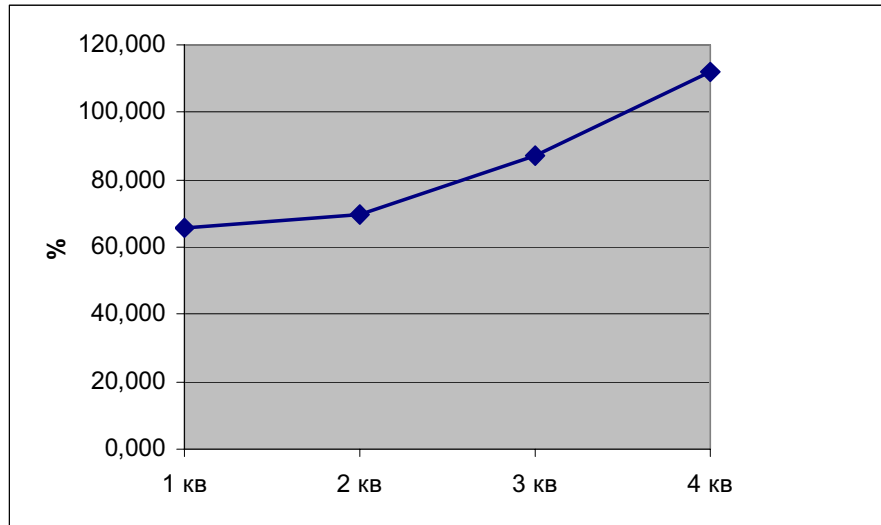


Рис. 2. Сезонна хвиля зміни показника собівартості реалізованої продукції (товарів, робіт, послуг) ВАТ «Мотор Січ» за 2004-2008 роки

Для розрахунку показника собівартості реалізованої продукції в момент часу t на перспективу використовують модель прогнозу [1]:

$$Y_t = I_k \hat{Y}_t + \varepsilon_t, \quad (1)$$

де I_k – середній індекс сезонності k -го кварталу;

\hat{Y}_t – оцінка величини показника собівартості продукції в момент часу t ;

ε_t – випадковий компонент.

В дослідженні для обчислення сезонних коливань показника собівартості продукції підприємства другим використано метод аналітичного згладжування за рівнянням прямої. Згладжування за прямою використовують у тих випадках, коли абсолютні прирости більш-менш сталі, тобто коли рівні динамічного ряду змінюються в арифметичній прогресії або наближуються до неї.

При узагальненні інформації про динамічний ряд дослідження основної тенденції розвитку тренду є одним з головних методів його аналізу для виявлення закономірності зміни його рівнів. Лінія тренду динамічного ряду вказує на зміну досліджуваного явища в часі, без короткочасних відхилень, спричинених різними факторами.

Суть методу полягає в тому, що задача згладжування зводиться до знаходження такого вигляду функцій, ординати точок якої були б найближчі до значень фактичного динамічного ряду. В цьому разі рівні ряду динаміки розглядають як функцію часу [$Y_t = f(t)$]. На практиці найпоширенішими формулами, які описують тренд, є: пряма, показникова функція, парабола другого і третього порядків, гіпербола, логістична функція, експонента, ряд Фур'є та деякі інші [1].

Рівняння згладженої прямої динамічного ряду має вигляд [1]:

$$\hat{Y}_t = a_0 + a_1 t, \quad (2)$$

де a_0 і a_1 – параметри прямої (початковий рівень і приріст щороку);
 t – час.

Для знаходження параметрів a_0 і a_1 потрібно розв'язати за способом найменших квадратів систему нормальних рівнянь:

$$\begin{cases} \sum Y = n a_0 + a_1 \sum t; \\ \sum Yt = a_0 \sum t + a_1 \sum t^2, \end{cases} \quad (3)$$

де Y – фактичні рівні динамічного ряду;
 n – число членів ряду динаміки.

Дана система нормальних рівнянь спрощується, якщо відлік часу брати з середини ряду таким чином, щоб сума часу дорівнювала нулю: $\sum t = 0$. У цьому разі система рівнянь для знаходження параметрів a_0 і a_1 має такий вигляд [1]:

$$\begin{cases} \sum Y = n a_0; \\ \sum Yt = a_1 \sum t^2. \end{cases} \quad (4)$$

Використовуючи розрахункові підсумки, дістанемо:

$$a_0 = \frac{\sum Y}{n} = \frac{4482625,00}{20} = 224131,25;$$

$$a_1 = \frac{\sum Yt}{\sum t^2} = \frac{14197699,00}{2660,00} = 5337,481.$$

Таблиця 2 – Зведені дані аналітичного згладжування ряду динаміки рівнянням прямої

	Період	Собівартість, Y	Час, t	t^2	Yt	Згладжений ряд, \hat{Y}_t
2004	1 кв	145 738,00	- 19,00	361,00	- 2 769 022,00	122 719,114
	2 кв	143 523,00	- 17,00	289,00	- 2 439 891,00	133 394,076
	3 кв	165 323,00	- 15,00	225,00	- 2 479 845,00	144 069,038
	4 кв	236 652,00	- 13,00	169,00	- 3 076 476,00	154 743,999
2005	1 кв	171 302,00	- 11,00	121,00	- 1 884 322,00	165 418,961
	2 кв	146 582,00	- 9,00	81,00	- 1 319 238,00	176 093,923
	3 кв	197 345,00	- 7,00	49,00	- 1 381 415,00	186 768,884
	4 кв	211 379,00	- 5,00	25,00	- 1 056 895,00	197 443,846
2006	1 кв	125 640,00	- 3,00	9,00	- 376 920,00	208 118,808
	2 кв	161 103,00	- 1,00	1,00	- 161 103,00	218 793,769
	3 кв	183 605,00	1,00	1,00	183 605,00	229 468,731
	4 кв	292 291,00	3,00	9,00	876 873,00	240 143,692
2007	1 кв	159 075,00	5,00	25,00	795 375,00	250 818,654
	2 кв	222 181,00	7,00	49,00	1 555 267,00	261 493,616
	3 кв	246 289,00	9,00	81,00	2 216 601,00	272 168,577
	4 кв.	356 718,00	11,00	121,00	3 923 898,00	282 843,539
2008	1 кв	275 132,00	13,00	169,00	3 576 716,00	293 518,501
	2 кв	262 504,00	15,00	225,00	3 937 560,00	304 193,462
	3 кв	373 843,00	17,00	289,00	6 355 331,00	314 868,424
	4 кв	406 400,00	19,00	361,00	7 721 600,00	325 543,386
	Разом:	4 482 625,00	-	2 660,00	14 197 699,00	4 482 625,000

Звідси рівняння прямої матиме такий вигляд:

$$\hat{Y}_t = 224131,25 + 5337,481t.$$

Коефіцієнт регресії в даному рівнянні $a_1 = 5337,481$ характеризує середній приріст показника собівартості продукції за квартал.

Послідовно підставивши в рівняння $\hat{Y}_t = 224131,25 + 5337,481t$ значення (-19, -17, -15 і т.д.), дістанемо згладжений (теоретичний) ряд динаміки показника собівартості продукції підприємства ВАТ «Мотор Січ», абстрагований від випадкових коливань, який характеризується систематичним зростанням (див. останній стовпчик табл. 2).

Якщо обчислення виконано правильно, то $\sum Y = \sum \hat{Y}_t$. В наших розрахунках $\sum Y = 482625,00 = \sum \hat{Y}_t$. Отже, значення рівнів згладженого динамічного ряду знайдено правильно.

Результати проведеного аналітичного згладжування ряду динаміки показника собівартості реалізованої продукції (товарів, робіт, послуг) підприємства ВАТ «Мотор Січ» за 2004-2008 рр. і фактичні дані зображено на графіку (рис. 3).

Дані для розрахунку сезонної хвилі показника собівартості реалізованої продукції (товарів, робіт, послуг) підприємства ВАТ «Мотор Січ» за 2004-2008 рр на основі аналітичного згладжування після усунення лінійного тренду $\hat{Y}_t = 224131,25 + 5337,481t$ представлені у табл. 3.

Випадкову величину ε_e практично визначити дуже важко, а тому можна лише з певною ймовірністю стверджувати, що обчислені за даними моделями показники прогнозу відрізняються від фактичних показників собівартості реалізованої продукції на величину

$$t \frac{\sigma_{\varepsilon_t}}{\sqrt{n}}, \quad (5)$$

де t – число, яке гарантує з певною ймовірністю межі прогнозу; σ_{ε_t} – середнє квадратичне відхилення випадкового компонента.

Величину $t \frac{\sigma_{\varepsilon_t}}{\sqrt{n}}$ для кожного кварталу визначимо з імовірністю 0,9545 і $t = 2$ (табл. 4).

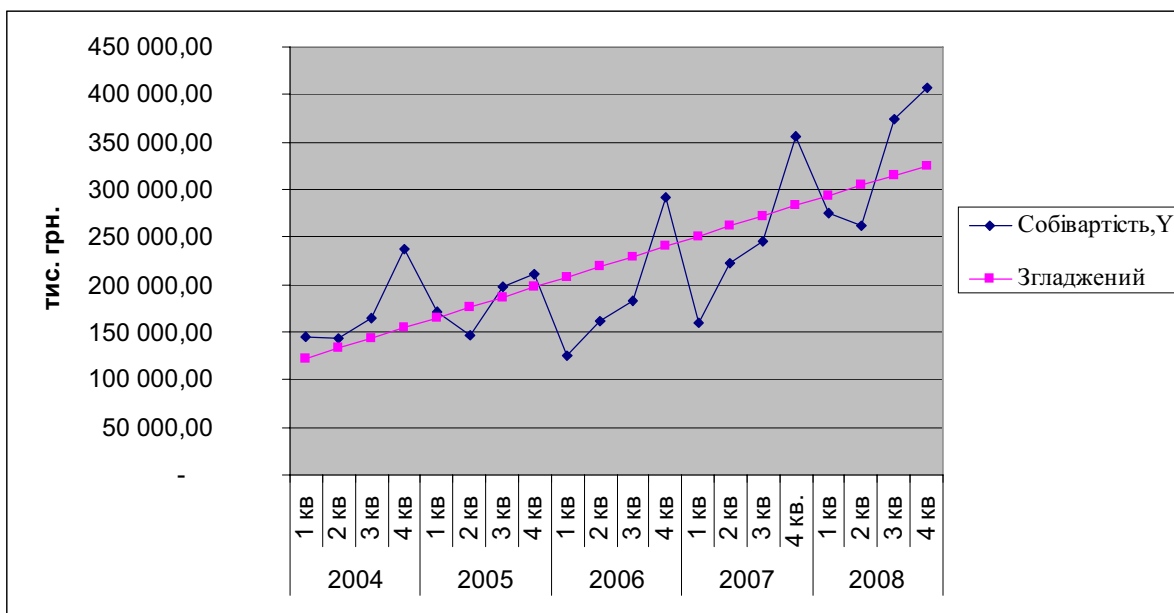


Рис. 3. Динаміка показника собівартості реалізованої продукції (товарів, робіт, послуг) підприємства ВАТ «Мотор Січ»

Таблиця 3 – Дані для розрахунку сезонної хвилі показника собівартості реалізації продукції після усунення лінійного тренду $\hat{Y}_t = 224131,25 + 5337,481t$

Рік	Період	Собівартість, Y_t	Час, t	Y_t	Згладжений ряд	Сезонна хвиля	$\epsilon_t = Y_t - \hat{Y}_t$	$\epsilon_t^2 = (Y_t - \hat{Y}_t)^2$
2004	1 кв.	145 738,00	-19	-2 769 022,00	122 719,114	118,757	23 018,886	529869099,5
	2 кв.	143 523,00	-17	-2 439 891,00	133 394,076	107,593	10 128,924	102595102,6
	3 кв.	165 323,00	-15	-2 479 845,00	144 069,038	114,753	21 253,962	451730918
	4 кв.	236 652,00	-13	-3 076 476,00	154 743,999	152,931	81 908,001	6708920587
2005	1 кв.	171 302,00	-11	-1 884 322,00	165 418,961	103,556	5 883,039	34610149,03
	2 кв.	146 582,00	-9	-1 319 238,00	176 093,923	83,241	-29 511,923	870953573
	3 кв.	197 345,00	-7	-1 381 415,00	186 768,884	105,663	10 576,116	111854225,2
	4 кв.	211 379,00	-5	-1 056 895,00	197 443,846	107,058	13 935,154	194188520,8
2006	1 кв.	125 640,00	-3	-376 920,00	208 118,808	60,369	-82 478,808	6802753690
	2 кв.	161 103,00	-1	-161 103,00	218 793,769	73,632	-57 690,769	3328224848
	3 кв.	183 605,00	1	183 605,00	229 468,731	80,013	-45 863,731	2103481805
	4 кв.	292 291,00	3	876 873,00	240 143,692	121,715	52 147,308	2719341681
2007	1 кв.	159 075,00	5	795 375,00	250 818,654	63,422	-91 743,654	8416898074
	2 кв.	222 181,00	7	1 555 267,00	261 493,616	84,966	-39 312,616	1545481760
	3 кв.	246 289,00	9	2 216 601,00	272 168,577	90,491	-25 879,577	669752528,7
	4 кв.	356 718,00	11	3 923 898,00	282 843,539	126,118	73 874,461	5457435974
2008	1 кв.	275 132,00	13	3 576 716,00	293 518,501	93,736	-18 386,501	338063409,9
	2 кв.	262 504,00	15	3 937 560,00	304 193,462	86,295	-41 689,462	1738011276
	3 кв.	373 843,00	17	6 355 331,00	314 868,424	118,730	58 974,576	3478000607
	4 кв.	406 400,00	19	7 721 600,00	325 543,386	124,837	80 856,614	6537792074

Таблиця 4 – Показники розрахунку величини

Квартал	Виправлена сезонна хвиля, %	Виправлений індекс сезонності I_k	$\epsilon_t^2 = (Y_t - \hat{Y}_t)^2$	$\sigma_{\epsilon} = \sqrt{\frac{\sum \epsilon_t^2}{n-1}}$	$t \frac{\sigma_{\epsilon_t}}{\sqrt{n}}$
1	87,968	0,880	16 122 194 422,28	89783,613	103 796,08
2	87,146	0,871	7 585 266 559,27	61584,359	71 195,79
3	101,930	1,019	6 814 820 084,47	58373,025	67 483,27
4	126,532	1,265	21 617 678 836,75	103965,568	120 191,41

$$\sigma_{\epsilon} = \sqrt{\frac{\sum \epsilon_t^2}{n-1}} = \sqrt{\frac{16122194422,28}{3-1}} = 89783,613,$$

$$t \frac{\sigma_{\epsilon_t}}{\sqrt{n}} = 2 \cdot \frac{89783,613}{1,73} = 103796,08$$

і т.д.

Обчисливши значення I_k і Y_t дістанемо модель для прогнозу показника собівартості реалізованої продукції за кварталами:

$$\hat{Y}_{I_I} = 0,88 \cdot (224131,25 + 5337,481t) + \epsilon_t;$$

$$\hat{Y}_{I_{II}} = 0,871 \cdot (224131,25 + 5337,481t) + \epsilon_t;$$

$$\hat{Y}_{I_{III}} = 1,019 \cdot (224131,25 + 5337,481t) + \epsilon_t;$$

$$\hat{Y}_{I_{IV}} = 1,265 \cdot (224131,25 + 5337,481t) + \epsilon_t.$$

Прогнозований обсяг показника собівартості реалізованої продукції (його верхні та нижні межі) представлені у табл. 5 і на рис.4.

Прогноз на 2009 р. за кварталами:

$$\hat{Y}_{I_I} = 0,88 \cdot [224131,25 + 5337,481 \cdot (+21)] = 295872,146, \text{ тис. грн.}$$

Знаходимо межі прогнозу за формулою:

$$\hat{Y}_{t+k} - t \frac{\sigma_{\epsilon_t}}{\sqrt{n}} \leq Y_{t+k} \leq \hat{Y}_{t+k} + t \frac{\sigma_{\epsilon_t}}{\sqrt{n}};$$

$$295872,146 - 103796,08 \leq Y_I \leq 295872,146 + 103796,08;$$

$$192076,066 \leq Y_t \leq 399668,226;$$

$$\hat{Y}_{I_{II}} = 0,871 \cdot [224131,25 + 5337,481 \cdot (+23)] =$$

$$= 302144,073, \text{ тис. грн.};$$

$$302144,073 - 71195,79 \leq Y_{II} \leq 302144,073 + 71195,79;$$

$$230948,283 \leq Y_{II} \leq 373339,863$$

і т.д.

Таблиця 5 – Показники прогнозу показника собівартості реалізованої продукції підприємства ВАТ «Мотор Січ» на 2009-2010 роки, тис грн.

Квартал	2009			2010		
	Прогноз	Межа		Прогноз	Межа	
		Нижня	Верхня		Нижня	Верхня
I	295872,146	192076,066	399668,226	333448,013	229651,933	437244,093
II	302144,073	230948,283	373339,863	339335,641	268139,851	410531,431
III	364362,069	296878,799	431845,339	407873,214	340389,944	475356,484
IV	465827,691	345636,281	586019,101	519842,999	399651,589	640034,409

Таким чином, за підсумками розрахунків можна зробити висновок про те, що внутрішньорічні коливання показника собівартості реалізованої продукції можна визначити або методом простої середньої з метою поточного аналізу діяльності підприємства, або методом аналітичного згладжування за прямою і подальшого усунення лінійного тренду з метою планування діяльності підприємства на майбутній період.

Треба зазначити, що в 2008 році підприємство отримало збитків через значні коливання валютних курсів восени 2008 року, високі ціни на метал, також мали негативний характер ускладнення, пов'язані з оплатою замовниками вже виконаних контрактів.

На початку 2009 року на підприємстві була прийнята антикризова програма, якою передбачалося обмеження видатків підприємства, які безпосередньо не пов'язані з виробництвом. В березні 2009 року на зборах акціонерів вперше за 15 років існування акціонерного товариства було прийнято рішення відмовитись від виплати дивідендів. Але не дивлячись на кризовий період підприємство уже в I кварталі цього року вийшло на звичний рівень виробництва і відвантаження двигунів. На 2009 рік планується зростання виробництва, як і на 2008 рік – 17 %, але реально зростання може скласти більше 25 %. Оптимістичні плани базуються на збільшенні портфеля замовлень заводу. Випуск вертолітних двигунів повинен скласти більше ніж 45%, а по ряду модифікацій двигунів темпи росту замовлень збільшилися до 60 % [2].

При роботі підприємства прогнозування має важливе значення. Але зміна показників витрат і доходів залежить від ряду факторів, які неможливо запланувати. Це внутрішні зміни – розширення виробництва, впровадження нових техно-

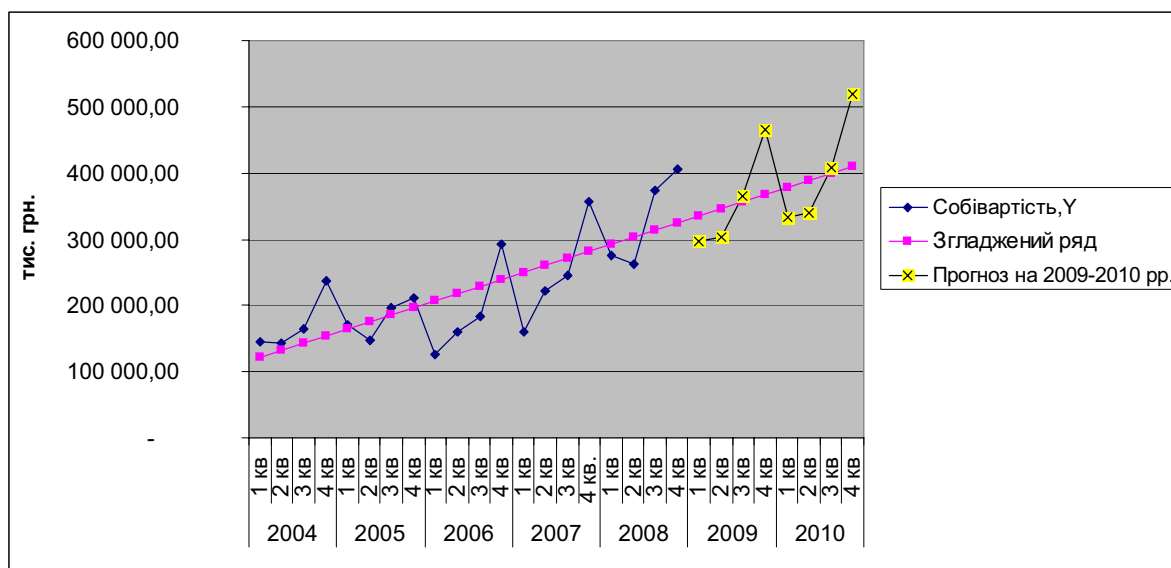


Рис. 4. Показник собівартості реалізованої продукції ВАТ «Мотор Січ» за 2004-2008 рр та прогноз на 2009-2010 рр.

логії, грамотне керівництво в умовах кризи; зовнішні зміни – політична та економічна ситуація в світі та в Україні, зміни в законодавстві, ситуація на фондових ринках, ступінь залежності від постачальників.

Підприємству рекомендовано проводити більш виважено фінансову політику з урахуванням впливу таких факторів як економічна та фінансова криза в країнах-замовниках продукції, нестабільний курс національної валюти по відношенню до іноземної, несприятлива ситуація на фондовому ринку, політична нестабільність в Україні. Так як найбільшим замовником продукції є Російська федерація, важливим також є зовнішньоекономічна політика держави. Розширення продаж в країни Близького Сходу, Азії та Африки є запорукою стабільної роботи підприємства.

Висновки

Дослідження сезонного коливання і визначення сезонної хвилі відіграє важливу роль в аналізі явищ, які змінюються у часі. Правильна оцінка індексу сезонності показника собівартості реалізованої продукції має велике теоретичне і практичне значення, особливо при прогнозуванні витрат і прибутків підприємства.

Выявлена основная тенденция развития показателя себестоимости реализованной продукции с учетом индекса сезонности; проведена экстраполяция этого показателя на 2009-2010 гг. с целью исследования дальнейшего развития предприятия.

The principal trend development of the production price accountability the seasonal movement index has been exposed. This value has been predicted on 2009-2010 years with the purpose of enterprise's development.

Обчислено індекс сезонності за методом простої середньої; побудовано теоретичну лінію зміни показника собівартості реалізованої продукції за досліджуваний період методом аналітичного згладжування за прямою, зроблено прогноз на 2009-2010 роки з урахуванням виправленого індексу сезонності, обчислені верхні та нижні межі прогнозу.

Надані практичні рекомендації щодо фінансової політики підприємства ВАТ «Мотор Січ» на основі проведених розрахунків.

Перелік посилань

1. Теорія статистики : Навч. посібник / [Вашків П. Г., Пастер П. І., Сторожук В. П., Ткач Є. І.]. – К. : Либідь, 2001. – 320 с.
2. «Мотор Січ». Громадсько-політична газета АТ «Мотор Січ» № 37 від 18 червня 2009 року [Електронний ресурс]. Режим доступу: <http://www.motorsich.com/userfiles/file/gazeta/2009/6/37.pdf>.
3. Єріна А. М. Статистичне моделювання та прогнозування : Навч. посібник / Єріна А. М. – К. : КНЕУ, 2001. – 170 с.

Поступила в редакцію 26.06.2009

УДК 534.282:620.168.3

А. П. Зиньковский, И. Г. Токарь

ДЕМПФИРУЮЩАЯ СПОСОБНОСТЬ КОНСТРУКТИВНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ С НАНОСТРУКТУРИРОВАННЫМИ ПОКРЫТИЯМИ

Изложены результаты экспериментальных исследований по определению влияния характеристик наноструктурированных покрытий, в первую очередь их структуры и температуры осаждения, на демпфирующую способность конструктивных элементов с учетом таких факторов как частота колебаний и температура эксплуатации.

Введение

При проектировании современных транспортных машин для достижения высокой удельной мощности и низкого уровня удельных расходов топлива с одновременным снижением материалоемкости очень важным условием является внедрение в производство высоких технологий, обеспечивающих необходимые показатели надежности и долговечности их наиболее ответственных и высоконагруженных конструктивных элементов. Так, применительно авиационных газотурбинных двигателей (АГТД), к таким элементам относятся рабочие лопатки компрессора. Обеспечению их вибрационной надежности уделяется большое внимание на стадиях проектирования и доводки двигателей. Для решения этой задачи используются различные конструктивно – технологические способы, среди которых определяющим является повышение их демпфирующей способности.

Для изготовления рабочих лопаток компрессоров, которые эксплуатируются в условиях высоких статических и динамических нагрузок, повышенных температур и под воздействием внешней среды, используются, как правило, высокопрочные титановые сплавы. Однако их недостатком является очень низкая величина логарифмического декремента колебаний и высокая чувствительность к поверхностным повреждениям [1], что может обусловить опасный локальный уровень амплитуды циклических напряжений в перо лопаток при резонансных режимах эксплуатации и, как следствие, возможное их разрушение, вызванное образованием усталостных трещин.

Одним из эффективных способов повышения демпфирующей способности рассматриваемых лопаток является нанесение на перо высокодемпфирующих покрытий. В настоящее время накоплен значительный опыт в создании таких покрытий, которые в той или иной мере удовлетворяют условиям производства и эксплуата-

ции АГТД [2]. Однако, учитывая наблюдающиеся тенденции в развитии современного авиадвигателестроения, проявляющиеся в повышении температуры газа и амплитуд динамических напряжений, а также расширении спектра частот внешних нагрузок, возникает необходимость в поиске новых типов покрытий. К ним, в частности, относятся покрытия разработки Института электросварки им. Е.О. Патона НАН Украины, которые характеризуются наноструктурой и наносятся на конструктивные элементы с использованием технологии электронно-лучевого осаждения [3]. Для определения возможного их применения в практике производства современных машин требуется знание закономерностей влияния на демпфирующую способность конструктивных элементов в выбранном диапазоне значений их эксплуатационных факторов, а также характеристик структуры и технологических параметров ее получения указанных покрытий, что и является целью настоящей работы.

Объект исследования и основные положения методики его испытаний

Для достижения цели работы был выбран консольный образец прямоугольного поперечного сечения (рис. 1). Покрытие наносилось только на одной поверхности рабочей части образца по всей ее ширине, начиная от корневого сечения, и имело неизменную длину 50 мм.

Испытания по определению логарифмического декремента колебаний образца методом резонансной кривой [4] проводились на экспериментальной установке (рис. 2), которая обеспечивает:

- минимизацию потерь энергии в сочленениях, не связанных с гистерезисными потерями в материалах образца и покрытия;
- резонансный принцип возбуждения изгибных колебаний образца с помощью электродинамического вибратора как при комнатной, так и повышенных температурах.

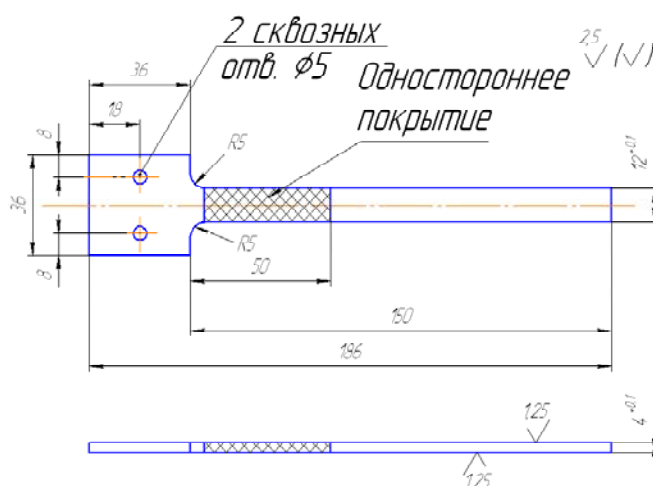


Рис. 1. Экспериментальный образец

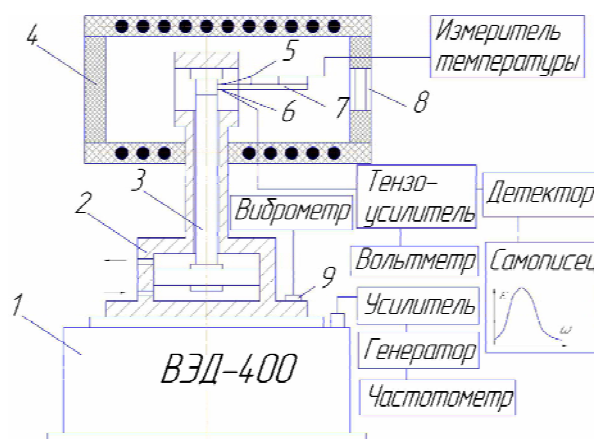


Рис. 2. Блок-схема экспериментальной установки:

- 1 – вибратор; 2 – корпус гидрозажима; 3 – шток с поршнем; 4 – электропечь; 5 – термпары;
6 – тензорезистор; 7 – образец; 8 – смотровое окно; 9 – акселерометр

Испытания образцов при комнатной и повышенной температурах осуществлялись в следующей методической последовательности. Для возбуждения резонансных колебаний образец 7 устанавливался в захвате гидрозажима 2, который крепился на подвижной платформе вибратора 1. С помощью тензорезистора 6, который препарировали на образце вблизи его захвата в зоне максимальных деформаций (см. рис. 2), записывалась амплитудно-частотная характеристика при колебаниях образца по первой изгибной форме, что является необходимым условием реализации метода резонансной кривой. При этом для стабилизации состояний материала нагретых образцов и узла их крепления перед записью амплитудно-частотных характеристик и измерением температуры выполняли наработку образцов около 10^5 циклов при амплитуде напряжений, близкой к максимальной, которая задавалась при испытаниях.

Одним из определяющих условий успешного решения задачи является выбор таких размеров образца, которые позволяли бы при заданных параметрах покрытия выполнить экспериментальные исследования в выбранном частотном и температурном диапазонах испытаний.

В соответствии с постановкой задачи был установлен такой диапазон изменения параметров испытаний: частота колебаний – 150...1000 Гц; температура – 20...400 °С, который в целом соответствует основным режимам эксплуатации рабочих лопаток компрессора АГТД.

Известно [5], что собственная частота первой изгибной формы колебаний образца определяется формулой

$$p_1 = \frac{0,507h}{l^2} \sqrt{\frac{E}{\rho}},$$

где h – высота поперечного сечения образца;

l – длина его рабочей части; E , ρ – модуль упругости и удельная плотность материала образца соответственно.

Как следует из формулы, для удовлетворения сформулированных условий испытаний при заданной длине l рабочей части образца должна быть определена высота h его поперечного сечения с учетом температурной зависимости модуля упругости E материала. Для этого первоначально при комнатной температуре ($T = 20^\circ\text{C}$) было проведено определение собственной частоты p_1 образца из сплава ВТЗ-1 и геометрическими размерами $l \times b \times h = 150 \times 12 \times 4$ мм, которая равнялась 146 Гц. Затем, рассматривая эту частоту колебаний как базовую для определения модуля упругости и используя приведенную в [6] его температурную зависимость, были определены зависимости первой собственной частоты колебаний образца от длины его рабочей части для значений высоты поперечного сечения h , равных 3,0; 3,5 и 4,0 мм при температуре $T = 20$ и 400°C , которые приведены на рис. 3. Их анализ показывает, что наиболее приемлемыми для достижения необходимого диапазона изменения частоты колебаний являются результаты, полученные при $h = 4,0$ мм. Поэтому все дальнейшие испытания проводились именно при такой высоте поперечного сечения, уменьшая длину рабочей части образца.

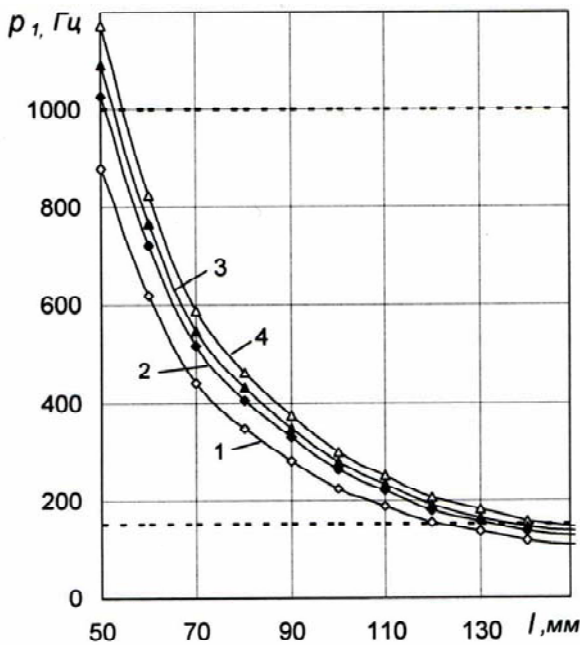


Рис. 3. Зависимость изменения первой собственной частоты изгибных колебаний консольного призматического образца из сплава ВТЗ-1 от его длины при температурах 20°C для высоты поперечного сечения h , равной 3 мм (1), 3,5 мм (2), 4 мм (3) и 400°C для $h = 4$ мм (4). Штриховые линии – диапазон изменения частоты колебаний образца в процессе испытаний

Таблица 1 – Состав покрытий и характеристики их нанесения на образцы

№ образца	Состав покрытия	Температура осаждения $T_{ос}, ^\circ\text{C}$	Толщина покрытия $h_p, \text{мк}$
1	Cu	605	97
2	Cu	345-350	150
3	Cu	240-245	170
4	Cu	600	33
5	Cu	600	100
6	Cu	300	87
7	Cu	300	72
8	Fe	700	110
9	Fe	340	102
10	Al-CuFe	500	53
11	Al-CuFe	500	62
12	Al-CuFe	300	55
13	Al-CuFe	300	58

По полученным амплитудно-частотным характеристикам образцов, определяли значения их логарифмического декремента колебаний и соответствующие его зависимости от амплитуды максимальных напряжений при варьировании частоты колебаний и температуры испытаний для различных значений параметров покрытий. Здесь следует отметить, что при резонансных испытаниях невозможно обеспечить одинаковость частот колебаний образцов. Но поскольку их расхождение незначительно, то это несущественно влияет на анализ результатов испытаний.

Предварительно, для выполнения сравнительного анализа влияния тех или иных факторов на демпфирующую способность образцов с выбранными покрытиями, были определены амплитудные зависимости декремента колебаний для образца без покрытия в заданном диапазоне частот колебаний при комнатной температуре ($T = 20^\circ\text{C}$), которые приведены на рис. 4, а. Из представленных результатов видно, что, во-первых, указанные зависимости носят практически линейный характер и, во-вторых, влияние частоты колебаний на величину декремента колебаний несущественно при низких амплитудах напряжений и несколько возрастает при их повышении.

Рассмотрим результаты выполненных испытаний с точки зрения влияния частоты колебаний на демпфирующую способность образцов с выбранными покрытиями.

Анализ амплитудных зависимостей декремента колебаний образцов с однокомпонентными покрытиями (см. табл. образцы 1-9), полученные при комнатной температуре и соответствующем определенному диапазону значений температуры их осаждения, примеры которых приведены на рис. 4, б-в, показывает, что в данном случае влияние частоты колебаний на его величину зависит от типа покрытия. Так, наиболее существен-

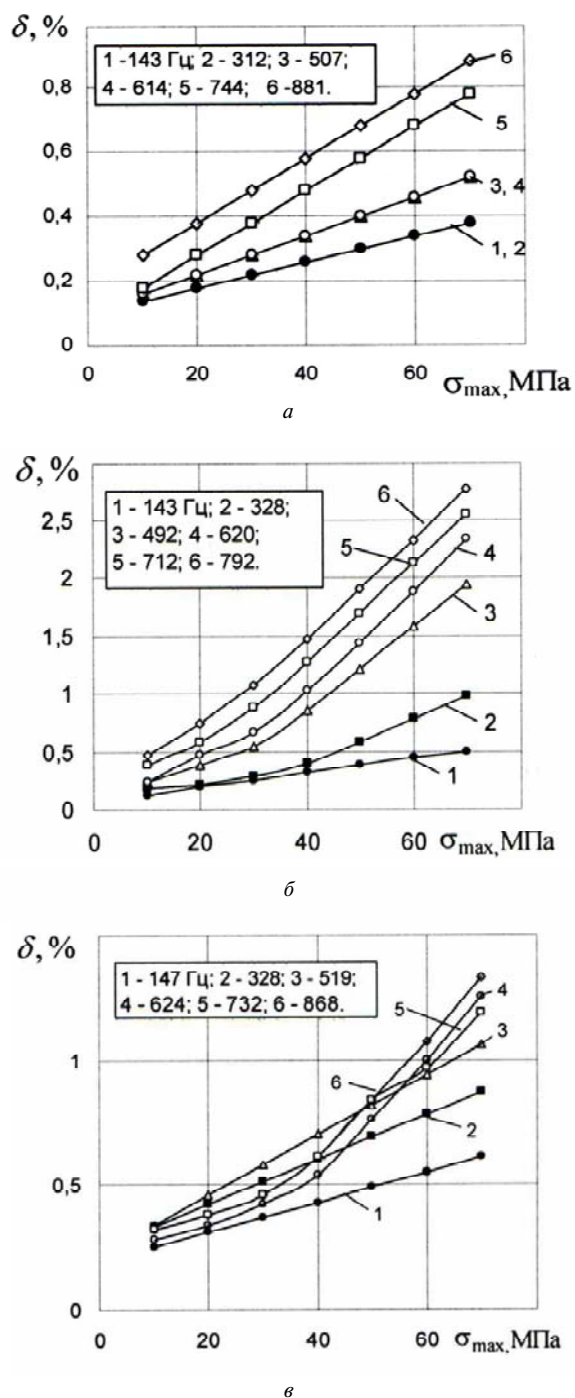


Рис. 4. Зависимость логарифмического декремента колебаний образца без покрытия (а), а также с однокомпонентными покрытиями из меди ($T_{oc} = 605^\circ\text{C}$, $h_n = 97 \mu\text{м}$) (б) и железа ($T_{oc} = 700^\circ\text{C}$, $h_n = 110 \mu\text{м}$) (в) от амплитуды максимальных напряжений при варьировании частоты резонансных колебаний

ная частотная зависимость декремента колебаний характерна для медного покрытия, особенно при повышенных амплитудах максимальных напряжений. Менее выражена такая зависимость декремента колебаний для образцов с покрыти-

ем из железа. Наглядно влияние частоты на декремент колебаний образцов иллюстрируется частотными его зависимостями, которые для амплитуды максимальных напряжений 50 МПа приведены на рис. 5. Здесь по оси абсцисс отложена средняя частота колебаний, учитывая отмеченную выше невозможность обеспечения при испытаниях одинаковость ее величины.

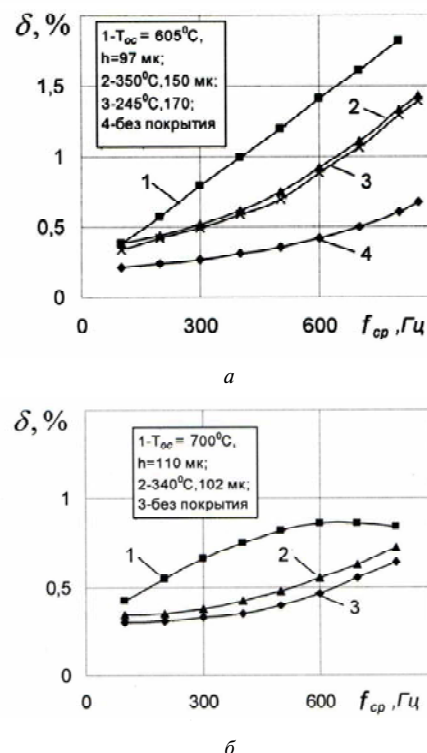


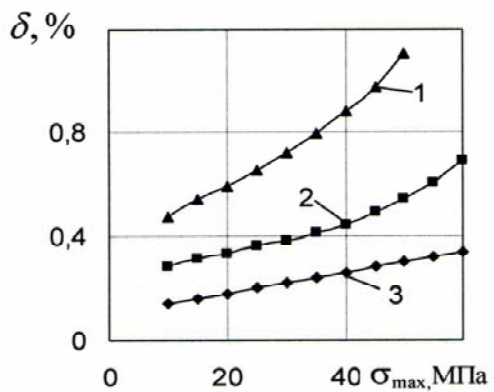
Рис. 5. Зависимость логарифмического декремента колебаний при амплитуде максимальных напряжений 50 МПа образца с однокомпонентными покрытиями (1-3) из меди (а) и (1, 2) железа (б) от средней частоты резонансных колебаний для различных параметров покрытия. Образец без покрытия: 4 (а) и 3 (б)

Из представленных результатов испытаний также следует, что демпфирующая способность образцов существенно зависит от температуры осаждения покрытия. В целом, на основании полученных данных можно сделать вывод, что частотная зависимость логарифмического декремента колебаний образца более характерная при нанесении медного покрытия. При этом степень роста его величины более выраженная при повышении температуры осаждения и амплитуды максимального напряжения. Для образцов с покрытием из железа указанной зависимости логарифмического декремента от частоты колебаний практически не наблюдается, особенно при снижении амплитуды максимального напряжения.

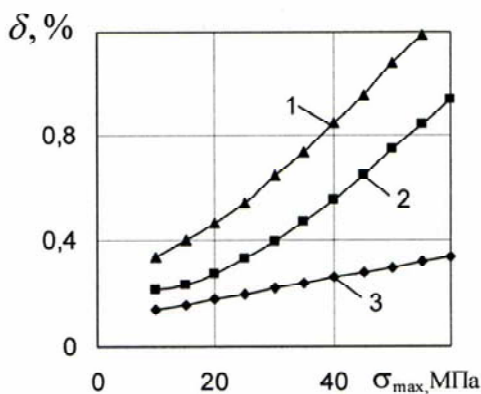
В соответствии с постановкой работы, проведем анализ результатов исследований по определению совместного влияния частоты колебаний

и температуры эксплуатации на демпфирующую способность образцов с покрытиями. Решение задачи рассмотрим на примере покрытия из квазикристаллического сплава Al-CuFe, как более вероятного, по сравнению с однокомпонентными, для практической реализации, особенно для рабочих лопаток компрессоров АГТД.

Испытания образцов проводились при варьировании тех же технологических и эксплуатационных факторов, которые рассматривались выше для однокомпонентных покрытий, а также температуры эксплуатации. Некоторые примеры результатов испытаний в виде амплитудных зависимостей логарифмического декремента колебаний от амплитуды максимального напряжения представлены на рис. 6. Для сравнения приведены также аналогичные зависимости для образца без покрытия. Видно, что демпфирующая способность образцов с рассматриваемым покрытием при повышенной температуре может возрасти в 3 и больше раз.



а



б

Рис. 6. Зависимость логарифмического декремента колебаний образца с покрытием из сплава Al-CuFe ($T_{oc} = 500 \text{ }^\circ\text{C}$, $h_n = 62 \text{ мк}$) от амплитуды максимальных напряжений при температуре испытаний $350 \text{ }^\circ\text{C}$ (1) и $20 \text{ }^\circ\text{C}$ (2) для частоты резонансных колебаний 145 Гц (а) и 312 Гц (б). 3 – образец без покрытия

На основе полученных амплитудных зависимостей логарифмического декремента была построена диаграмма изменения его величины от частоты резонансных колебаний образца, которая показана на рис. 7. Как следует из представленных данных частота колебаний практически не оказывает влияния на демпфирующую способность образца с многокомпонентным покрытием из квазикристаллического сплава Al-CuFe.

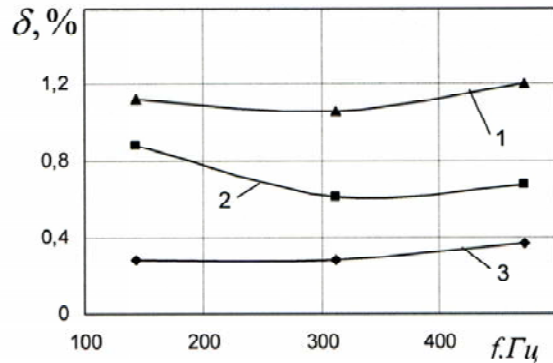


Рис. 7. Диаграмма изменения величины логарифмического декремента колебаний образца с покрытием из сплава Al-CuFe ($T_{oc} = 500 \text{ }^\circ\text{C}$, $h_n = 62 \text{ мк}$) от частоты резонансных колебаний при амплитуде максимальных напряжений 45 МПа и температуре испытаний $350 \text{ }^\circ\text{C}$ (1) и $20 \text{ }^\circ\text{C}$ (2), 3 – образец без покрытия

Заключение

На основе результатов проведенного комплекса экспериментальных исследований наноструктурированных покрытий на демпфирующую способность стержневых моделей конструктивных элементов рабочих лопаток компрессоров АГТД, изготавливаемых из титановых сплавов, с учетом влияния частоты колебаний и температуры можно сделать такие выводы:

- демпфирующая способность образцов с покрытиями существенно зависит от их структуры и параметров ее получения, в первую очередь, температуры осаждения покрытия, а также частоты колебаний;

- логарифмический декремент изгибных колебаний образца с покрытием в зависимости от его структуры при повышенной температуре испытаний может возрасти в три и более раз по сравнению с таковым при комнатной температуре;

- необходим поиск оптимальных структуры покрытия и параметров ее получения для обеспечения максимальной демпфирующей способности конструктивных элементов машин типа рабочих лопаток компрессоров АГТД в условиях их эксплуатации.

Работа выполнена в рамках проекта 8.13 «Оптимизация технологии осаждения и структуры защитных покрытий, обеспечивающих продление срока эксплуатации конструктивных элементов в условиях вибрационной нагрузки» целевой программы научных исследований НАН Украины «Проблемы ресурса и безопасности эксплуатации конструкций, сооружений и машин (РЕСУРС)».

Перечень ссылок

1. Чечулин Б. Б. Циклическая и коррозионная прочность титановых сплавов / Б. Б. Чечулин, Ю. Д. Хесин. — М. : Металлургия, 1987. — 227 с.
2. Яковлев А. П. Диссипативные свойства неоднородных материалов и систем / А. П. Яковлев. — К. : Наук. думка, 1985. — 248 с.
3. Демпфирующая способность покрытий Co-Ni и Co-Fe, полученных методом электронно-лучевого осаждения / [А. И. Устинов, Б. А. Мовчан, Ф. Лемке, В. С. Скородзиевский] // Вибрации в технике и технологиях. — 2001. — № 4. — С. 123–126.
4. Матвеев В. В. Демпфирование колебаний деформируемых тел / В. В. Матвеев. — К. : Наук. думка, 1985. — 263 с.
5. Прочность, устойчивость, колебания : справочник в 3 т. / [под ред. И. А. Биргера и Я. Г. Пановко]. — М. : Машиностроение, 1968. — Т. 3. — 568 с.
6. Писаренко Г. С. Вибропоглощающие свойства конструкционных материалов. Справочник / Г. С. Писаренко, А. П. Яковлев, В. В. Матвеев. — К. : Наук. думка, 1971. — 376 с.

Поступила в редакцию 01.06.2009

Викладено результати експериментальних досліджень з визначення впливу характеристик наноструктурованих покриттів, в першу чергу їх структури та температури осадження, на демпфувальну здатність конструктивних елементів з урахуванням таких факторів як частота коливань та температура експлуатації.

The results of experimental studies on determining the effect of the characteristics of nanostructured coatings, primarily their structure and deposition temperature, on the damping capacity of structural elements are presented taking into account such factors as the vibration frequency and service temperature.

УДК 629.7.036:539.4

Р. П. Придорожный, А. В. Шереметьев, А. П. Зиньковский

РАСЧЕТНОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПОСЛЕДСТВИЙ ОБРЫВА ФРАГМЕНТА ЛОПАТКИ НА ПОВРЕЖДЕНИЯ РАБОЧЕГО КОЛЕСА И КОРПУСА ГАЗОТУРБИННОГО ДВИГАТЕЛЯ

Представлены результаты вычислительных экспериментов по определению влияния обрыва фрагмента лопатки на возможные повреждения рабочего колеса и корпуса газотурбинного двигателя, полученные с использованием трехмерной расчетной модели. Ее достоверность подтверждена хорошим согласованием данных расчетов и испытаний двигателя.

Введение и постановка задачи

При создании современных авиационных газотурбинных двигателей (ГТД) в рамках реализации стратегии продления срока эксплуатации по техническому состоянию одними из первоочередных задач являются обеспечение их надежности и безопасности полетов [1]. Решение этих задач в значительной мере определяется предупреждением опасных последствий от обрыва рабочих лопаток вследствие попадания птиц, посторонних предметов в работающий двигатель [2, 3] и др.

Опасные последствия для воздушного судна могут наступить в случае нелокализованного разрушения (т.е. когда фрагменты оборвавшейся лопатки выйдут за пределы двигателя). Поэтому, в соответствии с требованиями обеспечения безопасности полетов летательных аппаратов, при проведении сертификационных испытаний двигателей одним из обязательных условий является проверка корпуса на гарантированную его непробиваемость от обрыва фрагмента лопатки. Учитывая значительную стоимость испытаний двигателей, решение указанной задачи может осуществляться как на основе аналитических зависимостей деформации колец и оболочек при ударе (при этом сравнивается кинетическая энергия фрагмента лопатки и потенциальная энергия корпуса) [4], так и с использованием современных пакетов прикладных программ на основе использования метода конечных элементов [5].

Использование современных вычислительных программных пакетов позволяет производить учет целого ряда факторов, определяющих развитие и последствия процесса обрыва фрагмента лопатки, а именно: траектории его полета; изменения поверхности контакта в процессе удара; сопротивления материалов высокоскоростному деформированию и развития упругопластических деформаций; взаимодействия фрагмента с другими частями ротора и последующего за этим развития процесса разрушения. Одним из важнейших преимуществ программных пакетов, предназначенных для анализа ударно-контактных взаимодействий деформируемых систем, применительно к анализу

напряженно-деформированного состояния рабочих колес ГТД является наличие эффективных и простых в использовании контактных алгоритмов, обеспечивающих моделирование как условий натяга по бандажным полкам лопаток, так и контактного взаимодействия при обрыве фрагмента лопатки с учетом критерия разрушения материала.

Целью настоящей работы является расчетное определение влияния обрыва рабочей лопатки на возможные повреждения корпуса двигателя и лопаточного аппарата рабочего колеса.

1 Объект исследования и его расчетная модель

Решение задачи осуществлялось на примере обрыва рабочей лопатки 4-й ступени турбины авиационного ГТД ТВ3-117ВМА-СБМ1. В соответствии с постановкой задачи была разработана трехмерная конечноэлементная модель системы, которая включала в себя рабочее колесо исследуемой ступени турбины и ее корпус. При этом были приняты такие допущения.

Во-первых, исходя из результатов предварительных расчетов, полученных на этапе проектирования двигателя, газодинамические нагрузки для данной ступени турбины настолько малы, что они практически не оказывают влияния как на напряженность лопаточного аппарата, так и возможную траекторию полета оторвавшегося фрагмента лопатки, вследствие чего они не учитывались при разработке расчетной модели.

Во-вторых, результаты анализа температурного состояния исследуемой ступени (см. рис. 1, б) свидетельствуют о его возможном влиянии не только на механические свойства материала, но и на величину зазора между рабочим колесом и корпусом, как одного из факторов, определяющих последствия обрыва лопатки.

В-третьих, известно [6-8], что существенное влияние на механические свойства материалов при импульсном нагружении оказывает скорость деформации. Для учета скоростного деформирования материала фрагмента лопатки в процессе соударения была принята упругопластическая модель материала, а в качестве критерия разру-

шения – эффективная пластическая деформация, при которой оно происходит. Кроме того, при повышении скорости деформации происходит заметное увеличение сопротивления материалов деформированию, которое носит название динамического упрочнения материала. Для аналитического описания динамических свойств материала лопаток использовалась следующая функциональная зависимость, которая хорошо согласуется с данными испытаний образцов из материалов лопаток турбин и таким образом обеспечивает достаточную точность и достоверность результатов вычислительных экспериментов [7]:

$$\sigma^d = \sigma^c \cdot \left[1 + \left(\frac{\dot{\epsilon}}{D} \right)^n \right], \quad (1)$$

где σ^d – напряжение при скорости деформации $\dot{\epsilon}$; σ^c – напряжение при статическом нагружении; D и n – константы материала, определяемые экспериментально.

Учитывая изложенное, а также геометрическую и физическую нелинейность задачи, для построения трехмерной модели исследуемой системы были использованы объемные восьмиузловые конечные элементы с полной схемой интегрирования. При решении контактной задачи соударения элементов рассматриваемой системы, характеризующихся сложной конфигурацией и отличающихся как упругими, так и инерционными свойствами, для повышения точности и достоверности результатов расчетов непосредственно в зонах соударения осуществлялась более детальная их разбивка на конечные элементы. Целесообразность такого подхода объясняется тем, что указанная постановка задачи требует очень больших затрат машинного времени даже при использовании современных быстродействующих вычислительных машин.

Динамическое состояние разработанной трехмерной конечноэлементной модели исследуемой системы при воздействии нестационарной нагрузки $F(t)$, обусловленной обрывом лопатки, описывается уравнением [9]:

$$[M] \cdot \{\ddot{u}(t)\} + [B] \cdot \{\dot{u}(t)\} + [K] \cdot \{u(t)\} = \{F(t)\}, \quad (2)$$

где $[M]$, $[B]$ и $[K]$ – инерционная, диссипативная и упругая матрицы модели соответственно; $\{\ddot{u}(t)\}$, $\{\dot{u}(t)\}$ и $\{u(t)\}$ – вектор-столбцы ускорений, скоростей и перемещений соответственно; t – время.

2 Результаты расчетов

С использованием разработанной конечноэлементной модели рабочего колеса и корпуса 4-й ступени турбины двигателя ТВ3-117ВМА-СБМ1 были проведены вычислительные эксперименты по определению последствий на их возможные разрушения и повреждения в результате обрыва фрагмента лопатки по периферийному, среднему

и корневому сечениям, а также ножке лопатки.

Предварительно, с целью определения исходного состояния системы с учетом распределения температур (рис. 1, *a*) и частоты вращения ротора, динамическому анализу предшествовал расчет ее статического напряженного состояния. Для этого в уравнении (2) принималось, что приложенная нагрузка $F(t)$ является стационарной, т.е. не зависящей от времени, а инерционными и диссипативными силами пренебрегали.

Используя результаты статического анализа в качестве начальных условий, затем определялась динамическая реакция рассматриваемой деформируемой механической системы на заданное, зависящее от времени, возмущение.

Результаты проведенных вычислительных экспериментов по определению влияния обрыва лопатки по выбранному ее сечению на распределение эквивалентных напряжений модели исследуемой системы и характер ее повреждений приведены на рис. 2, анализ которых показывает следующее.

Обрыв лопатки по периферийному сечению (рис. 2, *a*) приводит к незначительным повреждениям бандажных полок набегающих лопаток венца на оторвавшийся фрагмент лопатки и в месте его соударения с корпусом двигателя. Чуть более заметные повреждения корпуса и бандажных полок указанных лопаток наблюдаются при обрыве лопатки по среднему сечению (рис. 2, *б*).

Значительно более серьезные последствия наблюдаются при обрыве лопатки по корневому сечению. Фрагмент оборвавшейся лопатки после удара о корпус налетает на набегающую лопатку и приводит к практически полному разрушению ее бандажной полки и существенным повреждениям пера, особенно со стороны выходной кромки чуть выше среднего и в корневом сечениях вследствие существенных изгибных деформаций (рис. 2, *в*), что в дальнейшем может привести к разрушению и указанной лопатки. Что касается повреждения корпуса, то оно в этом случае является более значительным по сравнению с таковыми, которые имели место при обрыве лопатки в периферийном и среднем сечениях, но не выходит на внешнюю его поверхность.

Наиболее существенные повреждения системы имеют место в случае обрыва лопатки по ножке. Как видно (см. рис. 2, *г*), в этом случае происходит обрыв первой из набегающих лопаток по корневому, а второй – по периферийному сечениям и разрушение бандажной полки третьей из них. При этом повреждения последующих набегающих лопаток венца усугубляются воздействием предыдущих, что также может привести к их обрыву. Вследствие указанных особенностей разрушения лопаток наблюдаются более выраженные повреждения и корпуса двигателя.

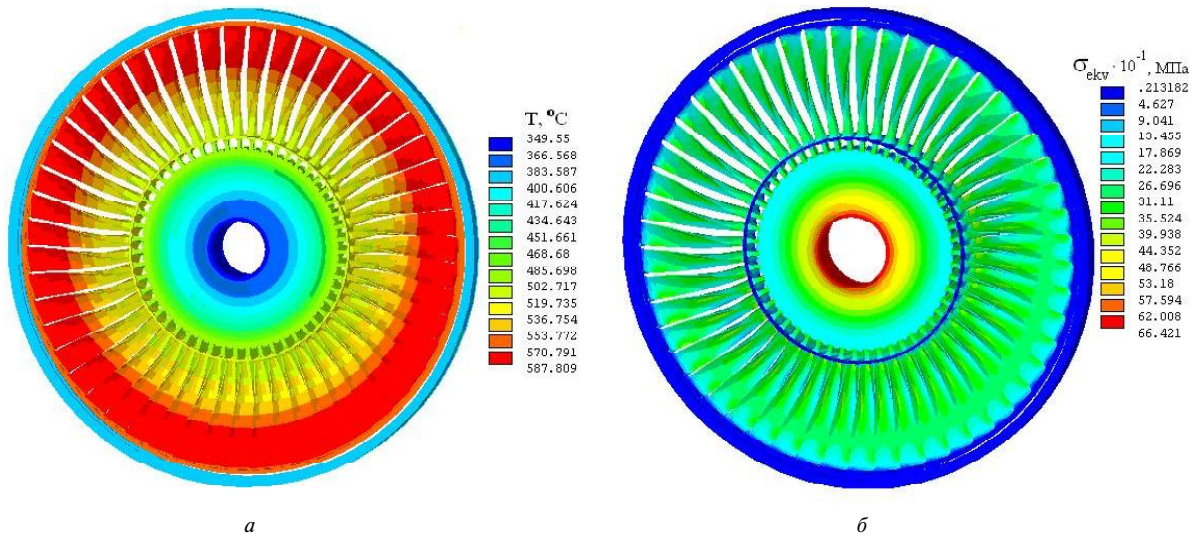


Рис. 1. Распределения температур (а) и статических эквивалентных напряжений (б) конечноэлементной модели рабочего колеса и корпуса 4-й ступени турбины двигателя ТВ3-117ВМА-СБМ1

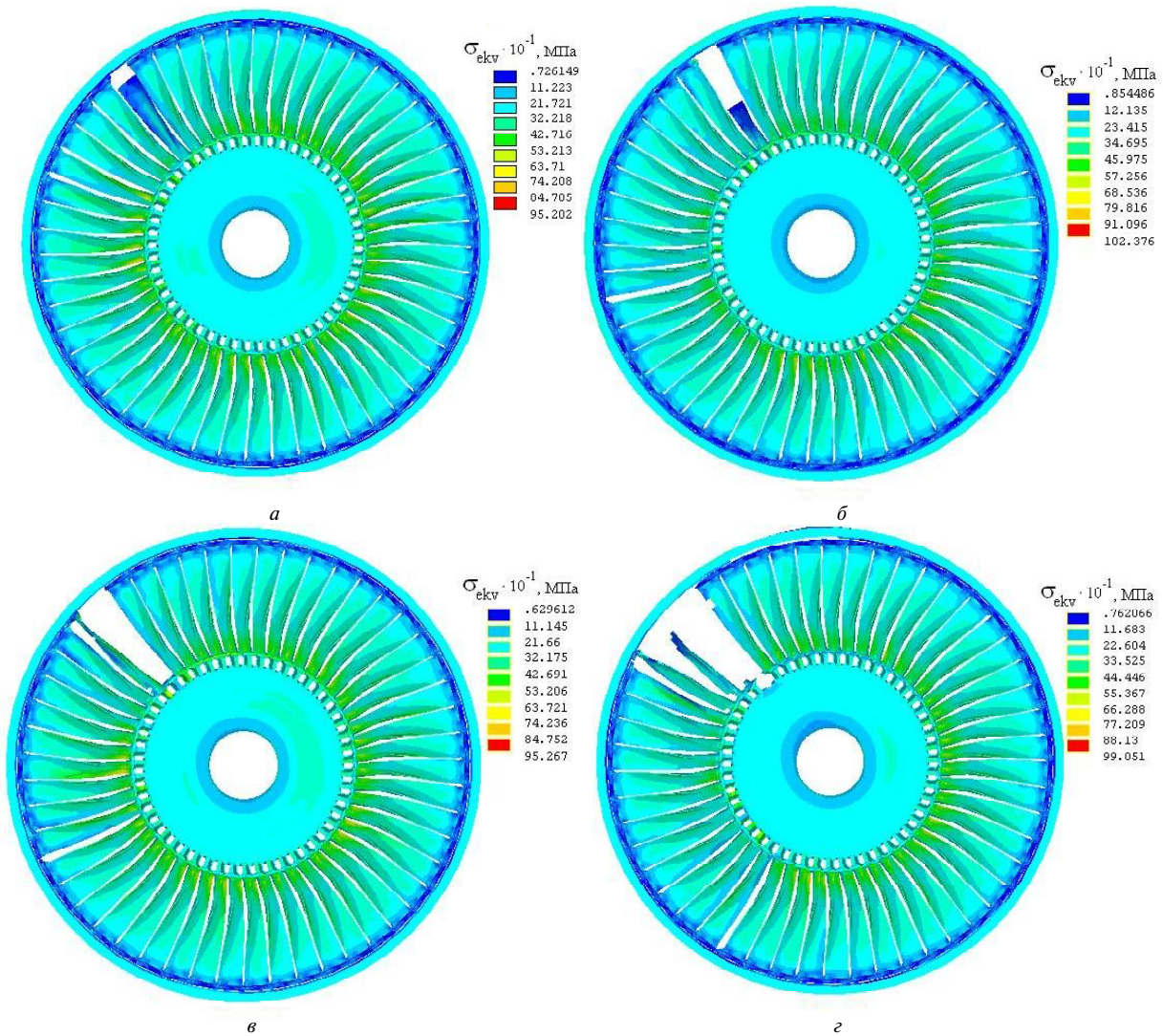


Рис. 2. Распределение эквивалентных напряжений и характер повреждений конечноэлементной модели рабочего колеса и корпуса 4-й ступени турбины двигателя ТВ3-117ВМА-СБМ1 при обрыве лопатки в периферийном (а), среднем (б) и корневом (в) сечениях, а также по ее ножке (г)

В целом, результаты проведенных расчетов показали, что при обрыве фрагмента лопатки исследуемой ступени турбины двигателя ТВЗ-117ВМА-СБМ1 имеет место гарантированная его локализация корпусом двигателя, что соответствует требованиям нормативной документации по его эксплуатации. Однако при этом степень повреждения корпуса двигателя и лопаточного аппарата рабочего колеса зависит от размера рассматриваемого фрагмента лопатки.

3 Экспериментальная проверка

Для определения достоверности полученных результатов расчетных исследований было проведено их сравнение с данными проведенных на двигателе испытаний при наличии аналогичных повреждений лопатки рассматриваемой ступени турбины. Было установлено, что корпус в ходе испытаний не был пробит, и он обладает достаточной прочностью, чтобы удержать лопатку в случае ее обрыва по ножке. Кроме того, в процессе эквивалентно-циклических испытаний выбранного двигателя произошло разрушение рабочей лопатки по периферийному сечению. Проведенный после этого осмотр двигателя показал, что повреждение его корпуса незначительно, а на нескольких набегающих лопатках имели место лишь небольшие забоины. Непробиваемость корпусов турбины и отсутствие опасных последствий, вследствие обрыва рабочей лопатки по корневому сечению, продемонстрирована также случаем происшедшим в эксплуатации. При этом характер разрушений лопаток близок к прогнозируемому по результатам вычислительных экспериментов.

Таким образом, результаты сопоставления данных выполненных расчетов и проведенных экспериментальных исследований подтвердили правомерность разработанной расчетной модели для оценки повреждений лопаточного венца рабочего колеса турбины и корпуса ГТД при обрыве фрагмента рабочей лопатки.

Заключение

На основании проведенных исследований и анализа полученных результатов можно сформулировать следующие выводы:

1. Применение трехмерных расчетных моделей с учетом динамического упрочнения мате-

риала и критерия его разрушения позволяет обеспечить эффективное решение задачи по прогнозированию возможного влияния обрыва фрагмента лопатки на повреждения и разрушения рабочих колес и корпуса двигателя.

2. Достоверность разработанной расчетной модели подтверждена хорошим согласованием вычислительных и экспериментальных исследований двигателя.

Перечень ссылок

1. Муравченко Ф. М. Актуальные проблемы динамики, прочности и надежности авиадвигателей / Ф. М. Муравченко // Пробл. прочности. – 2008. – № 5. – С. 7–14.
2. Роль импульсных нагрузок для ГТД / [Ю. С. Воробьев, А. В. Колодяжный, М. В. Чернобрышко, Л. Крушка] // Авіаційно-космічна техніка і технологія. – 2002. – Вып. 34. – С. 136–140.
3. Shorr B.F. Numerical and Experimental Analysis of the Bird Strike Fan Resistance / B. F. Shorr, A. A. Inozemtsev, V. A. Rudavets // Bird Strike committee Europe Proceedings and Working Papers 22th Meeting, Vienna, 1994. – P. 491–498.
4. Богуслаев В. А. Прочность деталей ГТД, Монография / В. А. Богуслаев, В. Б. Жуков, В. К. Яценко. – Запорожье : Изд-во ОАО «Мотор Сич», 1999. – 249 с.
5. Гладкий И. Л. Исследование последствий обрыва лопаток авиационных двигателей методом конечных элементов / И. Л. Гладкий // Вібрації в техніці і технологіях. – 2004. – № 5 (37). – С. 38–41.
6. Механическое поведение материалов при различных видах нагружения / [Трошенко В. Т., Лебедев А. А., Стрижало В. А. и др.]. – К. : Логос, 2000. – 571 с.
7. Скоростное деформирование элементов конструкций / [Воробьев Ю. С., Колодяжный А. В., Севрюков В. И., Янютин Е. Г.] / – К. : Наук. думка, 1989. – 192 с.
8. Степанов Г. В. Упругопластическое деформирование и разрушение материалов при импульсном нагружении / Г. В. Степанов. – К. : Наук. думка, 1991. – 288 с.
9. Зенкевич О. Метод конечных элементов в технике / О. Зенкевич ; [пер. с англ. Б. Е. Победри]. – М. : Мир, 1975. – 539 с.

Поступила в редакцию 26.05.2009

Представлено результати обчислювальних експериментів за визначенням впливу обриву фрагмента лопатки на можливі uszkodження робочого колеса та корпусу газотурбінного двигуна, отримані за використанням тривимірної розрахункової моделі. Її достовірність підтверджена хорошим узгодженням даних розрахунків та випробуваннями двигуна.

Results of computing experiments by definition of influence of breakage of the fragment of the blade on possible damages of the blade wheel and the casing of the gas turbine engine, received with use of three-dimensional calculation model are presented. Its reliability is confirmed by the good coordination of the given calculations and engine tests.

УДК 629.7.036:539.4

А. В. Шереметьев, А. В. Петров, Т. И. Прибора

АНАЛИЗ ГРАДИЕНТОВ УПРУГОПЛАСТИЧЕСКИХ НАПРЯЖЕНИЙ В КРИТИЧЕСКИХ ЗОНАХ ДЕТАЛЕЙ АВИАЦИОННЫХ ГТД

Рассмотрены градиенты упругопластических напряжений в критических зонах дисков авиационных ГТД. Показано, что характер градиентов напряжений различается для различных видов концентраторов, а значение градиента зависит от геометрии диска. Предлагается использовать градиент напряжений в качестве критерия, определяющего кинетику напряженно-деформированного состояния в зонах концентрации.

Введение

В связи с накопленным большим положительным опытом создания, испытания и эксплуатации авиационных ГТД, широким успешным использованием численных методов (прежде всего метода конечных элементов) для определения напряженно-деформированного состояния деталей, все большее распространение получают расчетные методы обеспечения прочности деталей и установления ресурсов. Применение расчетных методов установления ресурсов законодательно закреплено в документах авиационного регистра [1] и в нормативных документах авиационной отрасли стран СНГ [2].

Тем не менее, рамки применения расчетных методов обеспечения прочности и установления ресурсов существенно ограничены. Эти ограничения касаются как расчетных методов, применяемых для установления циклической долговечности деталей вновь создаваемых авиационных ГТД, так и методов установления ресурсов модифицированных деталей двигателей, находящихся в серийной эксплуатации.

Одной из попыток улучшить ситуацию явилось создание и успешное применение ретроспективного метода установления ресурсов [3], что позволило существенным образом повысить конкурентоспособность отечественных двигателей (Д-18Т, Д-436(Т1,ТП), Д-436-148 и др.) и принести большую экономическую выгоду авиационным компаниям Украины и России.

Тем не менее разработка и применение расчетных методов обеспечения прочности и универсального метода установления циклических ресурсов авиационных ГТД является актуальной задачей.

Формулировка проблемы

Регламентированные в авиационной отрасли расчетные методы установления ресурсов можно разделить на два направления:

1) использование кривых малоциклового усталости, построенных по результатам испытаний

гладких цилиндрических образцов;

2) определение периода развития трещины в критической зоне детали.

Оба направления дают весьма консервативные результаты. Так, например, определение циклической долговечности на основе кривых малоциклового усталости может приводить к занижению циклического ресурса в 5...8 раз [4].

Это происходит потому, что механизм и кинетика напряженно-деформированного состояния в гладком образце и в зоне концентрации напряжений (критической зоне) реальной детали кардинальным образом отличаются.

Поэтому одной из основных задач обеспечения прочности и создания универсального метода установления ресурсов является возможность учета кинетики напряженно-деформированного состояния в зоне концентрации напряжений детали.

Решение проблемы

Одним из путей решения этой задачи является выбор и использование критерия, характеризующего кинетику напряженно-деформированного состояния в критической зоне детали.

По мнению авторов, таким критерием может служить градиент напряжений в зонах концентрации (рис. 1).

Следует отметить, что важными показателями закономерностей кинетики напряженно-деформированного состояния в зонах концентрации напряжений являются такие свойства материала как пластичность и ударная вязкость.

В настоящей статье анализируются характер изменения и градиенты напряжений в зонах концентрации дисков авиационных ГТД. Рассмотрены три вида концентраторов: межпазовый выступ диска, отверстие и галтель в полотне диска (рис. 1).

На рис. 2 представлено распределение напряжений в районе межпазового выступа диска авиационного ГТД большой степени двухконтурности.

На основании имеющегося распределения упругопластических напряжений в зоне концентраторов получены градиенты напряжений для различных видов концентраторов (рис. 3-5).

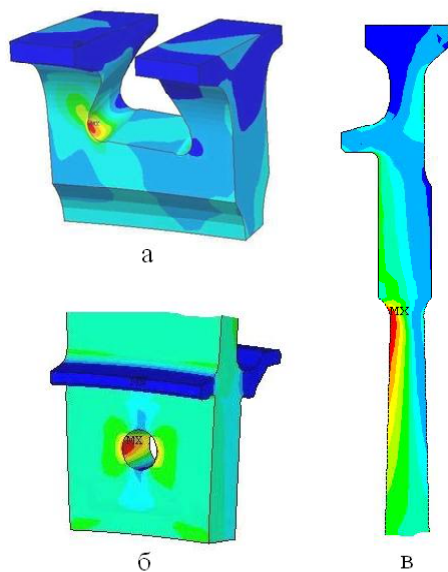


Рис. 1. Основные виды концентраторов напряжений в дисках ГТД:

a – межпазовый выступ диска; *б* – отверстие;
в – галтель

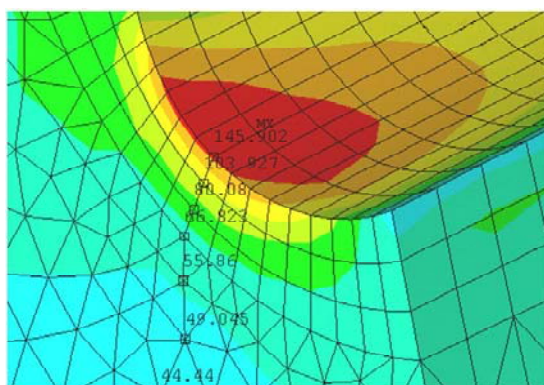


Рис. 2. Распределение напряжений в межпазовом выступе диска авиационного ГТД

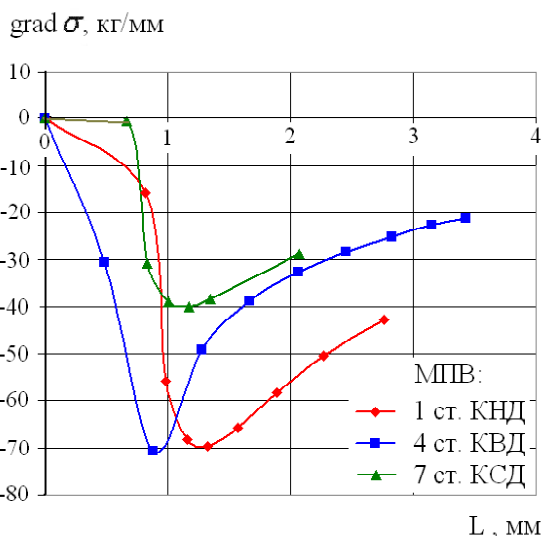


Рис. 3. Градиенты упругопластических напряжений в концентраторе типа «межпазовый выступ диска»

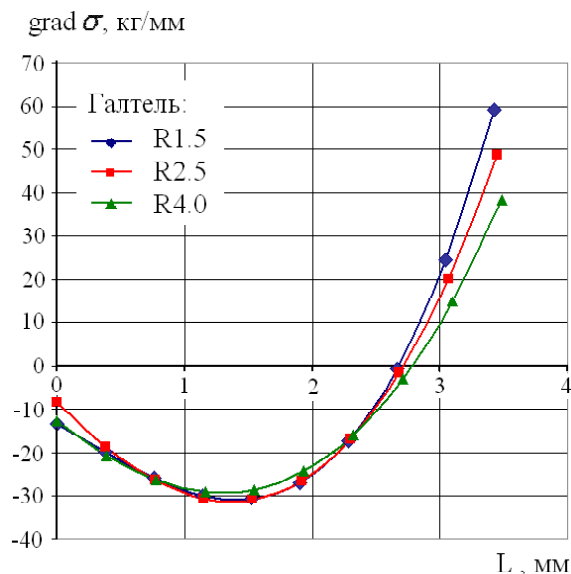


Рис. 4. Градиенты упругопластических напряжений в концентраторе типа «галтель»

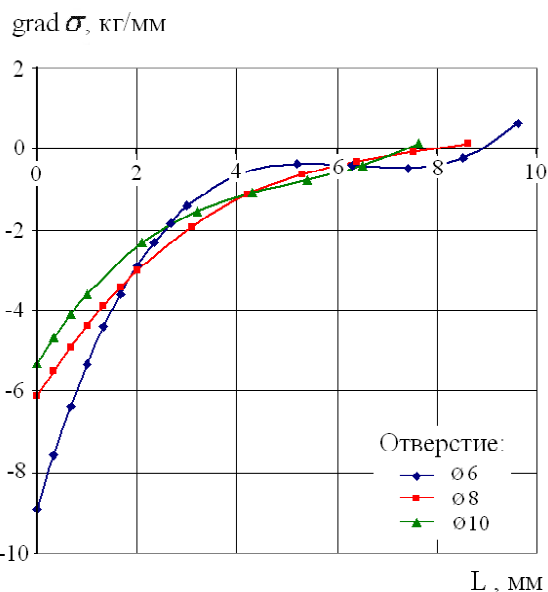


Рис. 5. Градиенты упругопластических напряжений в концентраторе типа «отверстие»

Градиенты напряжений в зоне галтели и отверстия получены аналитически, напряжений в межпазовом выступе – численным способом.

При использовании аналитического подхода, исходные функции распределения напряжений, представляющие собой зависимости максимальных упругопластических напряжений вдоль направления их максимального изменения, аппроксимировались полиномами 4-й степени, а градиенты определялись как частные производные функций напряжений по заданному направлению *L*.

Например, для концентраторов типа «галтель» радиусом 2,5 мм и «отверстие» диаметром 8 мм в дисках авиационного ГТД с большой степенью двухконтурности функции градиентов напряжений описываются зависимостями (1) и (2) соответственно

$$\text{grad}\sigma = 1,7696 \cdot L^3 + 7,4337 \cdot L^2 - 30,168 \cdot L - 8,363; (1)$$

$$\text{grad}\sigma = 0,0096 \cdot L^3 - 0,2271 \cdot L^2 + 1,97 \cdot L - 6,1272. (2)$$

Численный способ определения градиентов напряжений заключается в непосредственном дифференцировании функции распределения напряжений одним из численных методов.

Как видно из рисунков (рис. 3–6), для каждого вида концентратора характерен свой градиент максимальных напряжений. Градиент напряжений служит показателем локализации напряжений в критической зоне детали. На рис. 6 приведены значения эффективных коэффициентов концентрации напряжений. Из всех рассмотренных видов концентраторов наибольшую локализацию напряжений (рис. 3–6) имеет межпазовый выступ диска $\text{grad}\sigma = -(40...70)$ кг/мм; $K_\sigma = 1,85$.

В работе [5] показано, что в зависимости от степени локализации, с числом циклов нагружения может изменяться напряженно-деформированное состояние в критических зонах детали. При малой локализации напряжений (малые градиенты) напряженно-деформированное состояние детали с ростом числа циклов нагружения может изменяться значительно. При существенной локализации напряжений (большие градиенты) напряженно-деформированное состояние детали с ростом числа циклов практически не

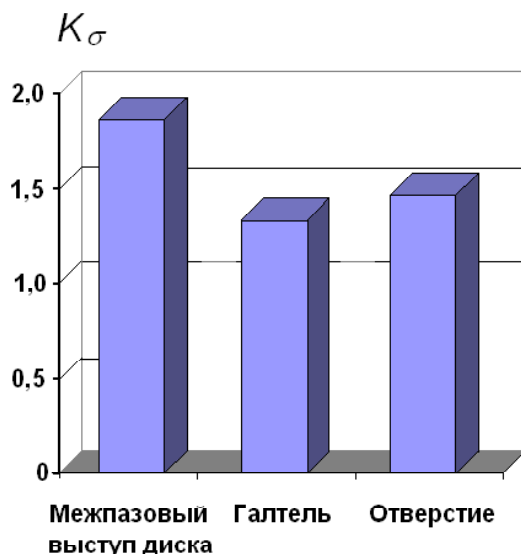


Рис. 6. Коэффициенты концентрации напряжений в дисках ГТД

изменяется. Учет этих изменений обязателен при определении циклической долговечности детали. Если в критических зонах двух деталей величины градиентов напряжений одинаковы или достаточно близки, то это в соответствии с результатами [5] означает, что кинетика напряженно-деформированного состояния в критических зонах обеих деталей также одинакова.

При испытаниях образцов на малоцикловую усталость различают два вида нагружения: мягкое и жесткое [6]. На практике в зонах концентрации напряжений, определяющих циклическую долговечность деталей, реализуется промежуточный вид нагружения (между мягким и жестким) [5–7].

При малой локализации напряжений (малые градиенты и малые концентраторы напряжений) вид нагружения ближе к мягкому. При существенной локализации – вид нагружения ближе к жесткому.

Для различных условий нагружения рост напряжений в условиях неоднородного напряженного состояния (в зонах концентрации напряжений) заключен между двумя предельными случаями изменения напряжений при циклическом упругопластическом деформировании соответствующим мягкому и жесткому нагружениям (рис. 7) [5–7].

В связи с этим следует отметить, что понятие малой и существенной локализаций, малых и больших градиентов напряжений носят несколько условный характер, поскольку речь идет о близости рассматриваемого нагружения к нагружению при мягком или жестком цикле (рис. 7).

На практике следует считать степень локализации напряжений малой при градиентах напряжений менее 15...20 кг/мм и эффективных коэффициентах концентрации $K_\sigma = 1,5...1,6$.

Анализ градиентов напряжений в критических зонах деталей и сравнение их с градиентами напряжений в аналогичных зонах деталей, ус-

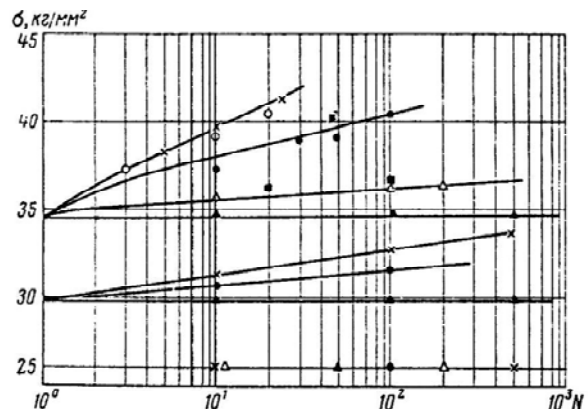


Рис. 7. Кинетика напряженного состояния при мягком и жестком циклах нагружения [5]

пешно эксплуатируемых в составе серийных двигателей, позволяет обрести один из основных критериев обеспечения прочности и циклической долговечности деталей вновь создаваемых авиационных ГТД.

Выводы

1. Характер градиентов напряжений различается для различных видов концентраторов.

2. Величина градиентов напряжений для одного и того же вида концентратора может различаться в зависимости от геометрии детали.

3. Испытания гладких образцов и образцов с надрезом как при мягком, так и при жестком цикле нагружения не могут воспроизводить кинетику напряженно-деформированного состояния в зонах концентрации напряжений. Это связано с тем, что вид нагружения реальных деталей в зонах концентрации напряжений занимает промежуточное положение между мягким и жестким нагружениями. Следовательно, возможна значительная погрешность в определении циклической долговечности реальных деталей.

4. Расчетные методы обеспечения прочности и циклической долговечности (ресурса) деталей авиационных ГТД должны основываться на сопоставлении напряженности в конструктивно подобных критических зонах конструктивно подобных деталей.

Перечень ссылок

1. Авиационные правила, ч. 33 : Нормы летной годности двигателей воздушных судов. — М. : Межгосударственный авиационный комитет, 2003. — 52 с.

2. Временное положение об установлении и увеличении ресурсов и сроков службы газотурбинных двигателей гражданской авиации, их агрегатов и комплектующих изделий. — М. : ЦИАМ, 2006. — 80 с.
3. Муравченко Ф. М. Использование конструктивного и физического подобия для установления ресурсов двигателя / Ф. М. Муравченко, Д. Ф. Симбирский, А. В. Шереметьев // Авиационно-космическая техника и технология : сб. науч. тр. / Гос. аэрокосмич. ун-т. — Х., 2001. — Вып. 23. — С. 113–115.
4. Шереметьев А. В. Прогнозирование циклической долговечности и установление ресурсов основных деталей авиационных ГТД / А. В. Шереметьев // Авиационно-космическая техника и технология : сб. науч. тр. / Гос. аэрокосмич. ун-т. — Х., 2001. — Вып. 8/24. — С. 45–50.
5. Ларионов В. В. Кинетика напряженного состояния и разрушение в зонах концентрации при циклическом упрочнении // Сопротивление деформированию и разрушению при малом числе циклов нагружения / В. В. Ларионов. — М. : Наука, 1967. — 172 с.
6. Серенсен С. В. Избранные труды в 3 т. / С. В. Серенсен // Квазистатическое и усталостное разрушение материалов и элементов конструкций. — К. : Наукова думка, 1985. — Т. 3. — 232 с.
7. Когаев В. П. Расчеты деталей машин и конструкций на прочность и долговечность / В. П. Когаев, Н. А. Махутов, А. П. Гусенков — М. : Машиностроение, 1985. — 224 с.

Поступила в редакцию 26.05.2009

Розглянуто градієнти пружнопластичних напружень в критичних зонах дисків авіаційних ГТД. Показано, що характер градієнтів напружень різниться для різних видів концентраторів, а значення градієнта залежить від геометрії диска. Запропоновано застосовувати градієнт напружень в якості критерія, визначаючого кінетику напружено-деформованого стану в зонах концентрації.

There were considered elastic-plastic stresses at the critical zones of the aviation GTE disks. It was shown, that the character of stress gradients differs for the different concentrators types and the gradient value depends from the disk geometry. It was proposed to use the stress gradient as the criterion which determine the kinetics of the stress-strain state at the concentration zones.

УДК 629.7.036:539.4

А. Н. Михайленко, Т. И. Прибора

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ СМЕЩЕНИЯ ПОЛОТНА ДИСКА НА ЕГО НАПРЯЖЕННОЕ СОСТОЯНИЕ И РЕСУРС

Рассмотрены особенности проектирования роторов компрессоров ГТД. Тонкие полотна компрессорных дисков обуславливают необходимость оценки напряженно-деформированного состояния дисков исключительно в составе ротора, с учетом взаимодействия. При изготовлении компрессорных дисков для предотвращения «уводов» полотна и ступицы необходимы достаточно жесткие требования к технологическим процессам. Только высокие требования к проектированию и изготовлению обеспечат необходимый ресурс дискам компрессоров.

Введение

Начальным звеном в создании дисков компрессора газотурбинных двигателей (ГТД) является проектирование, а замыкающим — производство. При этом должны быть получены необходимые прочностные показатели для обеспечения требуемого ресурса.

Диски ГТД относятся к наиболее нагруженным деталям, разрушение которых, согласно нормативным документам, не допускается. Прочность и работоспособность дисков оценивается как по критериям длительной прочности и циклической долговечности, так и по сопротивлению усталости [1].

Компрессорные диски первых ступеней КВД выполнены из титанового сплава и составляют сварной барабан.

Для компрессорных дисков изолированный расчет без учета валов, проставок приводит к погрешностям. Погрешности обусловлены относительно малой толщиной диафрагм дисков, которая соизмерима с толщинами стенок проставок

и валов. Исходя из этого, расчеты подобных конструкций необходимо выполнять не изолированно, а в системе ротора методом конечных элементов.

Формулирование проблемы

Изготовление дисков связано с высокой трудоемкостью. Трудности вызваны спецификой механической обработки дисков. В отдельных случаях, когда толщина диска по всему полотну находится в требуемых чертежом размерах и допусках, имеет место «увод» полотна диска от номинального положения. Изменение величины «увода» от обода к ступице происходит обычно по линейному закону. Причиной смещения профиля диска является нарушение режимов механической обработки полотна и ступицы дисков. «Увод» ступицы диска от номинального положения относительно вертикальной оси возникает из-за различного уровня поверхностных напряжений, возникающих в процессе механической обработки.

Решение проблемы

Для исключения явления «увода» ступицы диска, технологическим процессом изготовления предусматривается:

- обработка диска на одном станке, выдерживая одинаковые припуски с обеих сторон полотна и ступицы;
- одинаковые для обеих сторон диска режимы резания;
- одинаковый для обеих сторон тип режущего инструмента, режимы охлаждения и охлаждающая жидкость;
- контроль состояния режущей части инструмента;
- фиксация ступицы диска при обработке полотна.

Объектом исследования является часть ротора КВД, состоящая из пяти дисков, сваренных

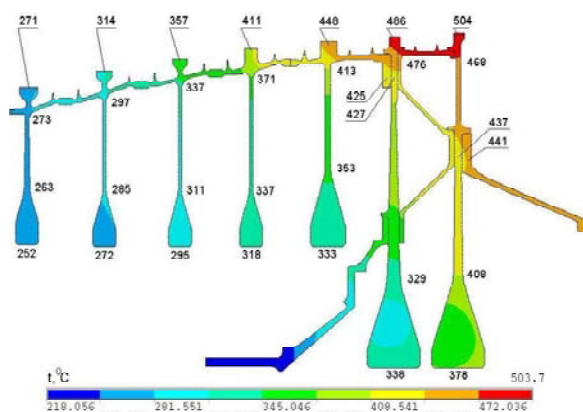


Рис. 1. Ротор компрессора

в барабан. На примере дисков первой и пятой ступеней проведен анализ влияния смещения полотна и ступицы диска в одну и другую сторону на уровень напряжений в ступице, ободе, и как результат – на ресурс дисков.

Диск первой ступени наиболее чувствителен к качеству выполнения профиля, сказывается максимальное консольное расположение диска относительно фланцевого крепления. Диск пятой ступени фланцем крепится к диску 6 ступени. Для диска пятой ступени характерна высокая рабочая температура, поэтому так актуален вопрос недопущения увеличения напряжений в этом диске.

Диски второй, третьей и четвертой ступеней займут промежуточное положение между исследованными дисками по характеру изменения напряженно-деформированного состояния в связи со смещением полотна и ступицы. Моделировался «увод» (смещение) полотна на 0,5, 1, 2, 3, 4, 5 мм по полету и против полета. Полученные результаты обработаны и представлены в виде графиков изменения относительных напряжений в ступице, и соответствующих относительных величин ресурса.

Согласно технической документации допускается факт смещения полотна, но в малых пределах. «Увод» полотна диска характерен для стальных компрессорных дисков в той же мере, что и для титановых.

На рис. 2 и 3 представлено распределение окружных напряжений по ступицам дисков первой и пятой ступеней в зависимости от величины и направления отклонения полотна. Для диска первой ступени оптимальным оказалось положение смещения полотна на 0,5 мм в сторону второй ступени. Диск пятой ступени в исходном состоянии имеет оптимальное распределение окружных напряжений по ступице.

Из графика на рис. 4 видно, что отклонения от чертежа по уводу полотна диска в сторону до 5-ти мм вызывает увеличение напряжений в ступице диска. Относительно исходных напряжений в ступице диска (выполненного в пределах допуска) возросшие относительные напряжения имеют близкий уровень для дисков первой и пятой ступеней. С целью снижения отклонения диска в поле центробежных сил, и тем самым, снижения уровня напряжений в ступице и в ободе, для диска первой ступени выявилась возможность отстройки полотна смещением на 0,5 мм.

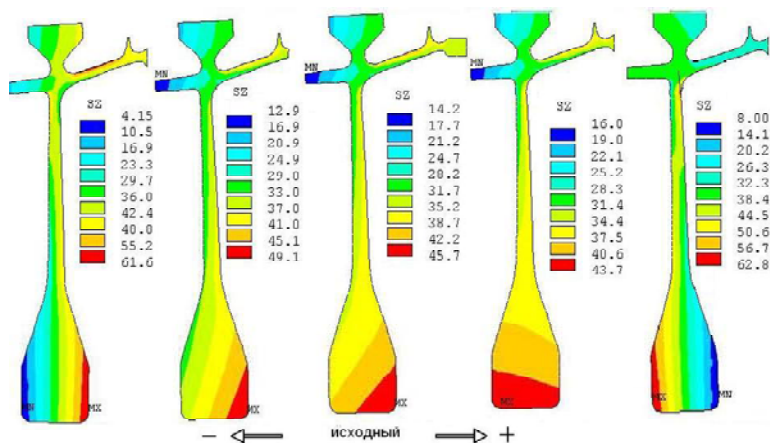


Рис. 2. Распределение окружных напряжений в диске 1 ступени с разным смещением полотна

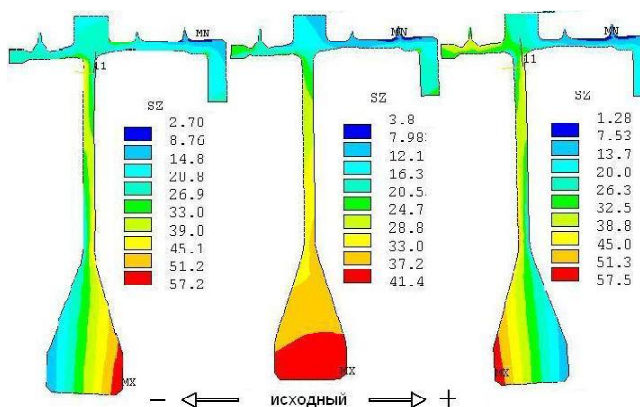


Рис. 3. Распределение окружных напряжений в диске 5 ступени с разным смещением полотна

На рис. 5 показано изменение относительной величины ресурса диска в случае смещения полотна. Циклический ресурс диска определялся расчетным путем по величине напряжения, возрастающего в зависимости от величины отклонения полотна диска. Для оценки бралась относительная величина ресурса, то есть отношение полученной расчетной циклической долговечности к долговечности диска, определенной по напряжениям, соответствующим исходному положению полотна.

Распределение окружных напряжений в ступицах дисков сварного титанового барабана го-

ворит о характере работы дисков в поле центробежных сил (рис. 6). Для диска первой ступени возможна осевая отстройка.

Номинальные напряжения в ободной части, служащие основой определения ресурса дисков, показаны в исходном варианте, как точка отсчета для дальнейшего исследования по отклонению полотен дисков 1 и 5 ступеней.

На приведенных рис. 7 и 8 видно, что смещение полотна диска на 5 мм в сторону приводит к росту напряжений в ободе диска и в оболочках.

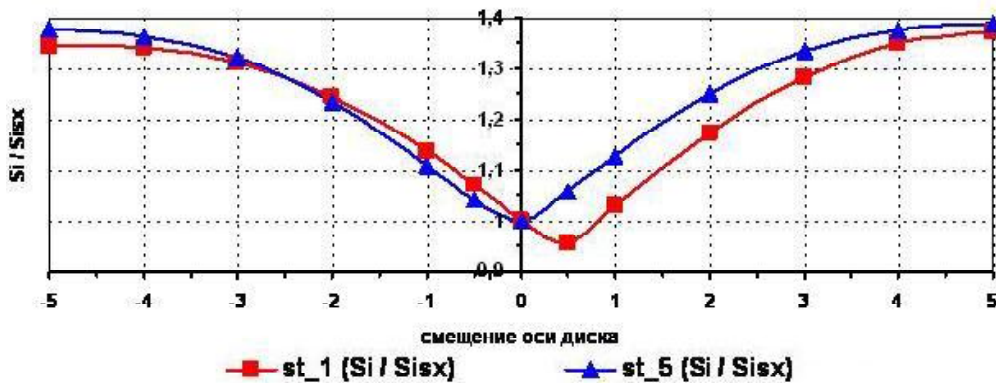


Рис. 4. Анализ изменения относительных напряжений в ступице в зависимости от величины смещения полотна

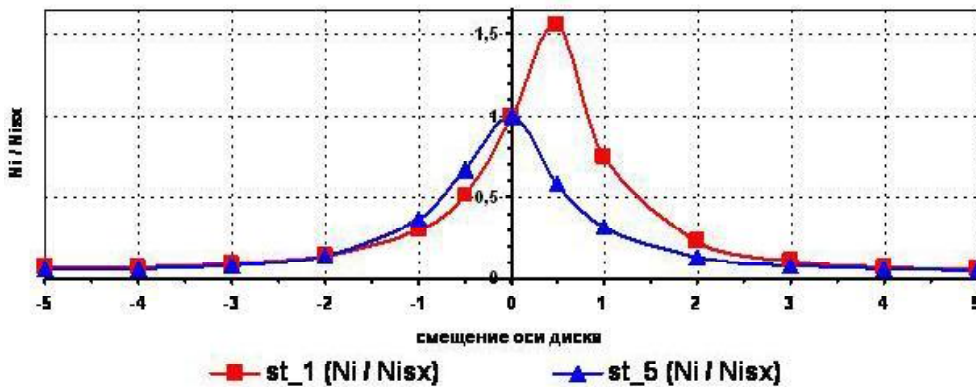


Рис. 5. Анализ изменения ресурса диска в зависимости от величины смещения полотна диска

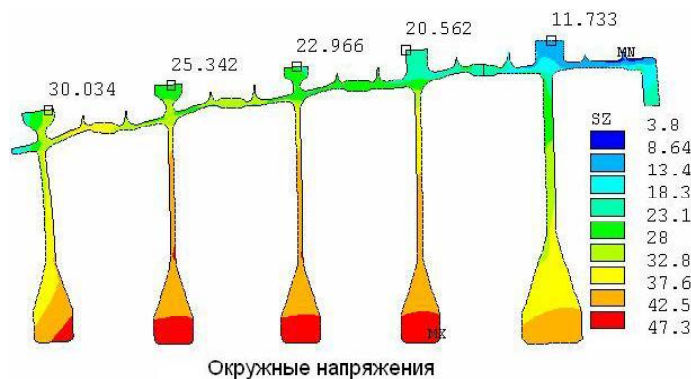


Рис. 6. Окружные напряжения титанового барабана ротора КВД, выполненного по чертежу

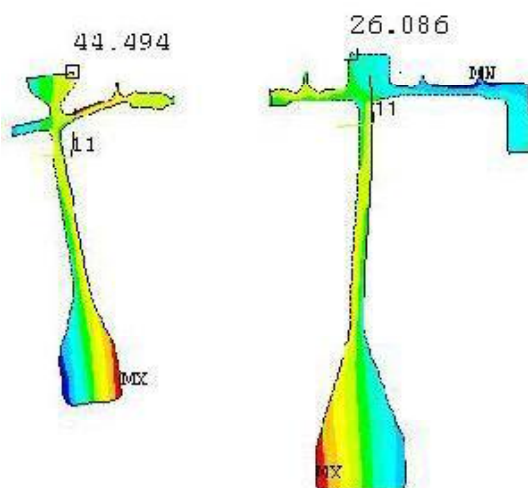


Рис. 7. Увеличение окружных напряжений в ободу при смещении полотна дисков на 5 мм

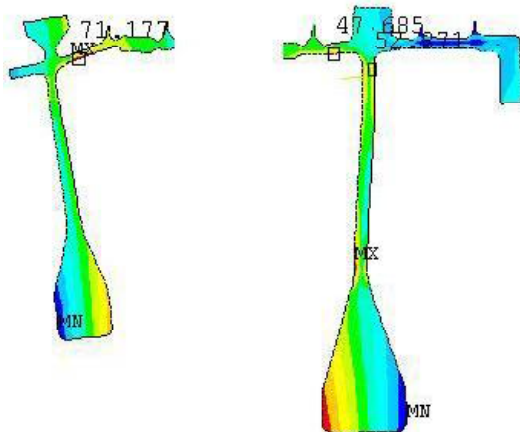


Рис. 8. Увеличение эквивалентных напряжений в оболочках при смещении полотна дисков на 5 мм

В этом случае на диске первой ступени увеличение номинальных напряжений в ободу составляет 50 % ($44,494/30,034 = 1,5$), соответственно и напряжения концентрации в замке диска, определяющие ресурс диска вырастут в 1,5 раза; в оболочке эквивалентные напряжения вырастут на 65 % ($71,77/43,3 = 1,65$).

На диске пятой ступени номинальные напряжения в ободу увеличиваются в $26,086 / 11,733 = 2,22$ раз; в оболочке эквивалентные напряжения вырастут в $47,68/19,3 = 2,47$ раз.

В случае смещения полотна диска 1-й ступени на 1 мм (в сторону, противоположную отстройке), номинальные напряжения в ободу увеличиваются на 15 % ($34,3/30 = 1,144$). При этом ресурс диска уменьшается на 60 % ($17131/10738 = 1,595$).

Выводы

Использование метода конечных элементов при расчете напряженно – деформированного состояния ротора компрессора дает возможность оценить степень деформации компрессорных дисков в поле центробежных сил, и в случае необходимости внести коррекцию в профиль диска с целью получения оптимального уровня напряжений в ободу и ступице диска. «Уводы» полотен дисков могут быть оценены расчетным методом конечных элементов на моделях в составе ротора с полным набором нагрузок. По графикам, построенным согласно результатам расчетных исследований, можно делать экспресс-прогноз относительного ресурса диска со смещенной ступицей.

Перечень ссылок

1. Петухов А. Н. Сопроотивление усталости деталей ГТД / А. Н. Петухов. – М. : Машиностроение, 1993. – С. 24–46.

Поступила в редакцию 25.05.2009

Розглянуто особливості проектування роторів компресорів ГТД. Тонкі полотна компресорних дисків обумовлюють необхідність оцінки напружено-деформованого стану дисків виключно в складі ротора, з урахуванням взаємодії. При виготовленні компресорних дисків для запобігання «відведень» полотна й маточини необхідні досить тверді вимоги до технологічних процесів. Тільки високі вимоги до проектування й виготовлення забезпечать необхідний ресурс дискам компресорів.

The peculiarities GTE's compressor rotor designing are considered. exclusively in the composition of the rotor, with account of interaction. Thin sheets of compressor disks give rise to the necessity of assessment of a deflected mode of disks exclusively as integral part of the rotor, with taking into account interaction. While manufacturing compressor disks, quite strict requirements to production processes are needed to prevent "drift" of sheet and boss. Only high requirements to designing and manufacturing will provide necessary service life for compressor disks.

УДК 539.4

Н. Г. Бычков, Ю. А. Ножницкий, А. Р. Лепешкин, А. В. Першин

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКОЙ УСТАЛОСТИ ПЕРФОРИРОВАННЫХ МОДЕЛЕЙ ОХЛАЖДАЕМЫХ ЛОПАТОК ТУРБИН С РАЗЛИЧНЫМ РАСПОЛОЖЕНИЕМ ОХЛАЖДАЮЩИХ КАНАЛОВ

Приведен анализ экспериментальных исследований влияния угла наклона охлаждающих каналов на термоциклическую долговечность моделей лопаток турбин из монокристаллического сплава. При изменении угла наклона каналов к поверхности моделей от 90° до 30° термоциклическая долговечность понизилась в 2,3-5,2 раз в зависимости от параметров комбинированного термомеханического нагружения. Приведены оценки долей статического и термоциклического повреждений материала моделей лопаток в зависимости от угла наклона охлаждающих отверстий при комбинированном термомеханическом нагружении. Предложены рекомендации для выбора параметров охлаждающих каналов лопаток турбин авиационных двигателей.

Введение

В обеспечении ресурса и надежности ГТД важное место занимает термоциклическая прочность лопаток турбин [1-3]. Широко используемые для изготовления лопаток никелевые сплавы в настоящее время работают при предельно допустимых температурах. Совершенствование методов внутреннего охлаждения деталей сопровождается ростом их термонапряженности.

Для создания на наружной поверхности лопатки воздушной заградительной пленки в стенке изготавливаются охлаждающие каналы, наклоненные к поверхности, воздух из которых направляется вдоль стенки. Канал при этом становится весьма эффективным концентратором напряжений. Зависимость теоретического коэффициента концентрации напряжений от угла наклона канала показана на рис. 1 [4].

Результаты исследований

Экспериментальной оценке термоциклической долговечности моделей охлаждаемых лопаток при углах наклона 30° , 45° и 90° посвящена данная работа.

Модели лопаток коробчатой формы отливались из монокристаллического сплава ЖС-32 [001] (рис. 2). Охлаждающие каналы изготавливались электроэрозионным способом. Разогрев образцов производился индукционным методом на частоте 440 кГц.

Глубина прогреваемого слоя, на котором выделяется до 80 % тепловой энергии для деталей из сплава на основе никеля составляет $\approx 0,1$ мм, что хорошо имитирует поверхностный разогрев в газовом потоке продуктов сгорания. Наружная поверхность образца нагревалась специально спрофилированным индуктором с заданной

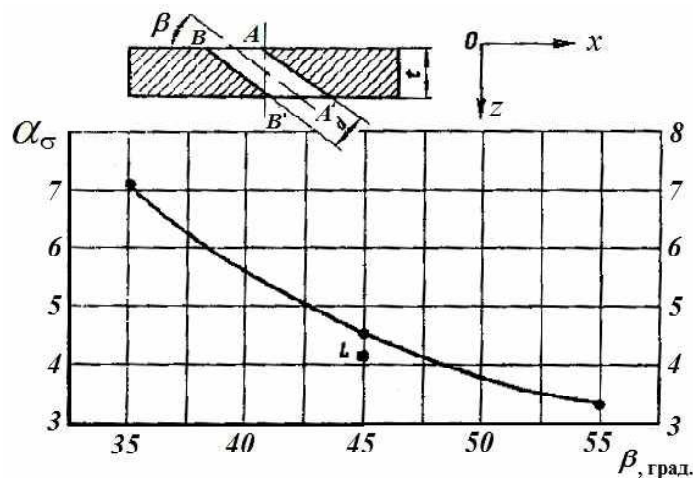


Рис. 1. Зависимость коэффициента концентрации напряжений от угла наклона к поверхности β

неравномерностью. Воздух для охлаждения внутренней полости модели подавался через захваты. Характер изменения температурного поля в разогреваемом сечении в течении цикла показан на рис. 3.

Нагружение модельного образца растягивающей силой, имитирующей центробежную, осуществлялось сервогидравлическим нагружающим

устройством синхронно с циклом изменения температуры.

Структурная схема испытательной машины показана на рис. 4.

Результаты испытаний на термомеханическую усталость 4-х партий охлаждаемых образцов без перфорации и с перфорацией представлены в таблице 1.

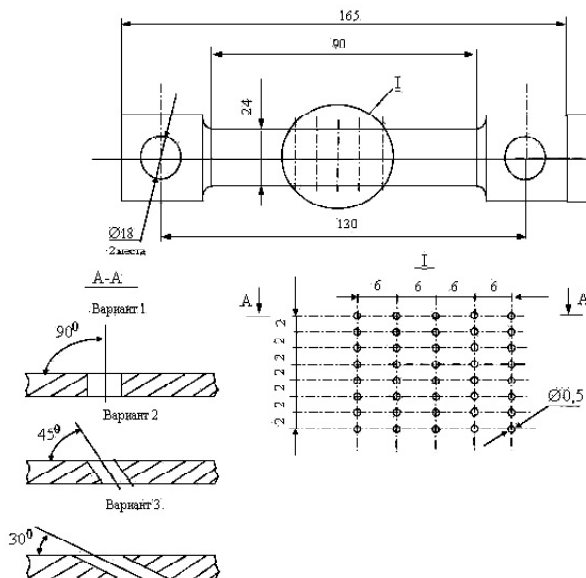


Рис. 2. Конструкция модельного образца из сплава ЖС-32 МОНО [001]

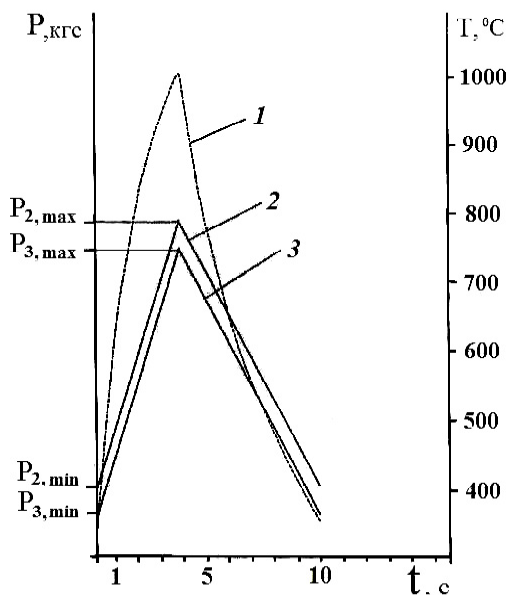


Рис. 3. Изменение температуры и нагрузки в цикле испытаний:

кривая 1 – режим изменения температуры на управляющей термопаре, 2 – изменение нагрузки на образцах без каналов, 3 – изменение нагрузки на образцах с каналами

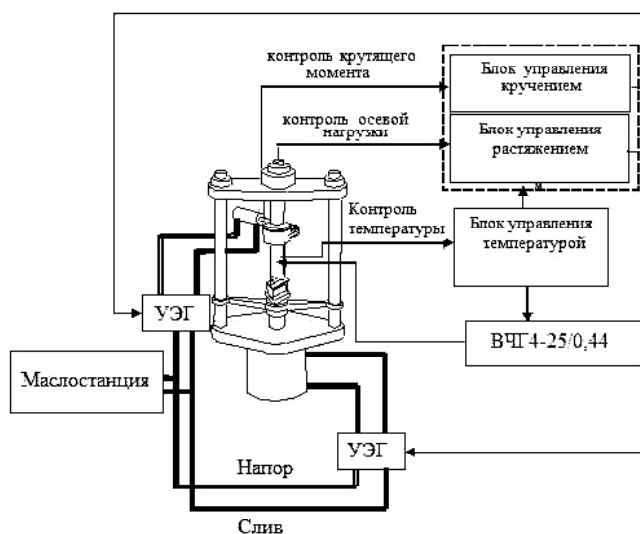


Рис. 4. Структурная схема установки на базе ВЧГ4-25/0,44

Таблица 1 – Средняя термоциклическая долговечность « N_u » моделей охлаждаемых рабочих лопаток турбин из монокристаллического сплава ЖС-32МОНО [001] при испытаниях по режиму $T_{\min} \leftrightarrow T_{\max} = 400 \leftrightarrow 1000$ °С до образования трещины длиной 0,5 мм

Без отверстий	С отверстиями $\varnothing 0,5$ под углом к поверхности β		
	90°	45°	30°
	$\sigma_{расм} = 0$ кг/мм ²		
$N_u = 19097$	$N_u = 9261$	$N_u = 7389$	$N_u = 1938$
	$\sigma_{расм} = 19$ кг/мм ²		
$N_u = 2101$	$N_u = 1448$	$N_u = 659$	$N_u = 276$
	$\sigma_{расм} = 28$ кг/мм ²		
$N_u = 536$	$N_u = 408$	$N_u = 281$	$N_u = 176$

Термоциклическая долговечность моделей охлаждаемых лопаток после изготовления вертикальных каналов, для которых теоретический коэффициент концентрации напряжений $\alpha_\sigma \approx 3$ (рис. 1), снизилась примерно в 2 раза при отсутствии осевой растягивающей силы. В случае комбинированного нагружения для $\sigma_{расм} = 19$ кг/мм² в 1,5 раза, а для напряжений $\sigma_{расм} = 28$ кг/мм² в 1,3 раза.

Уменьшение угла наклона отверстий перфорации до 45° и 30° приводит к повышению коэффициента концентрации напряжений α_σ до 3,4 и 7, сопровождающегося снижением термоциклической долговечности.

При отсутствии растягивающей силы $N_{cp}^{90} / N_{cp}^{45} = 1,25$ раза, а $N_{cp}^{90} / N_{cp}^{30} = 4,78$. При комбинированном нагружении с растягивающими напряжениями $\sigma_{расм} = 19$ кг/мм² – $N_{cp}^{90} / N_{cp}^{45} = 2,19$, а $N_{cp}^{90} / N_{cp}^{30} = 5,2$. При напряжениях $\sigma_{расм} = 28$ кг/мм² – $N_{cp}^{90} / N_{cp}^{45} = 1,45$, а $N_{cp}^{90} / N_{cp}^{30} = 2,3$. Нагружение растягивающей силой, создающей $\sigma_{расм} = 19$ кг/мм², увеличивает эффект снижения наработки при изменении угла наклона каналов с 90° до 45° и 30° до 2,19 и 5,2 соответственно. Увеличение статических растягивающих напряжений с 19 кг/мм² до 28 кг/мм² снижает эффективность концентрации напряжений, т.е. $N_{cp}^{90} / N_{cp}^{30}$ уменьшилось с 5,2 до 2,3.

Доля термоусталостной наработки к моменту образования трещины в случае комбинирован-

ного нагружения $\bar{N}_{cp}^{\beta^0} = \frac{N_{cp}^{\sigma_{растягив}}}{N_{cp}^{\sigma=0}}$ составит:

- при $\sigma_{расм} = 19$ кг/мм² ($\sigma_{экв} \approx 34$ кг/мм²): для образцов без отверстий $\bar{N}_{cp}^{6/10} = 0,11$, для образцов с $\beta = 90^\circ$ $\bar{N}_{cp}^{90} = 0,156$, для $\beta = 45^\circ$ $\bar{N}_{cp}^{45} = 0,09$, для $\beta = 30^\circ$ $\bar{N}_{cp}^{30} = 0,14$;

- при $\sigma_{расм} = 28$ кг/мм² ($\sigma_{экв} \approx 38$ кг/мм²): для образцов без отверстий $\bar{N}_{cp}^{6/10} = 0,028$, для образцов с $\beta = 90^\circ$ $\bar{N}_{cp}^{90} = 0,044$, для $\beta = 45^\circ$ $\bar{N}_{cp}^{45} =$

0,038, для $\beta = 30^\circ$ $\bar{N}_{cp}^{30} = 0,091$.

Повреждение от длительной прочности за время испытаний до образования трещины

$$\bar{t}_{\beta^0} = \frac{t_{нагр} N}{t_p}$$

при наличии дополнительных растя-

гивающих напряжений определялось по методике [5]. Суммарные растягивающие напряжения в термоцикле составляли $\sigma_{экв} \approx 34$ кг/мм² и $\sigma_{экв} \approx 38$ кг/мм². Время до разрушения при испытаниях на длительную прочность сплава ЖС-32 определялось с использованием параметра Ларсена-Миллера. Для 1000 °С и $\sigma_{экв} = 34$ кг/мм², $t_p = 15,8$ часа а для $\sigma_{экв} = 38$ кг/мм² $t_p = 3,16$ часа. Таким образом доля длительного статического повреждения образца без отверстий к моменту образования трещины составляла при $\sigma_{экв} = 34$ кг/мм² $\bar{t}_{6/10} = 0,11$, а при $\sigma_{экв} = 38$ кг/мм² $\bar{t}_{6/10} = 0,14$.

Доля термоусталостной наработки « \bar{N} » при комбинированном нагружении с растягивающими напряжениями $\sigma_{расм} = 19$ кг/мм² и $\sigma_{расм} = 28$ кг/мм² составляет: у моделей с отверстиями под углом $\beta = 90^\circ$ – $\bar{N}_{\sigma=19} = 0,156$, $\bar{N}_{\sigma=28} = 0,044$, с отверстиями под углом $\beta = 45^\circ$ – $\bar{N}_{\sigma=19} = 0,09$, $\bar{N}_{\sigma=28} = 0,035$, с отверстиями под углом $\beta = 30^\circ$ – $\bar{N}_{\sigma=19} = 0,14$, $\bar{N}_{\sigma=28} = 0,091$. Доли статического и термоциклического повреждений при комбинированном нагружении моделей из сплава ЖС-32МОНО [001] с наклоном охлаждающих каналов 30° при $\sigma_{расм} = 28$ кг/мм² близки. Суммарное повреждение $\bar{N} + \bar{t}$ при этом к моменту образования трещины существенно меньше 1 (менее 0,3). Линеиный закон суммирования повреждений при оценке ресурса непригоден в условиях комбинированного термомеханического нагружения.

Аналогичные результаты наблюдались в работе [6], где суммарно накопленные повреждения SD_i к моменту разрушения образцов из монокристалла с ориентировкой [001] испытанных по режиму 150↔900 °С и 250↔1000 °С, составило 0,11 и 0,43 соответственно.

Заключение

Экспериментально установлено, что уменьшение угла наклона охлаждающих отверстий с 90° до 30° в моделях лопаток турбин из монокристаллического сплава сопровождается снижением их термоциклической долговечности в 2,3...5,2 раза в зависимости от параметров комбинированного термомеханического нагружения.

Приведены оценки долей статического и термоциклического повреждений материала моделей лопаток в зависимости от угла наклона охлаждающих отверстий при комбинированном термомеханическом нагружении. Суммарная накопленная повреждаемость при термоциклическом нагружении монокристаллических моделей составляет 0,3.

На основании проведенных исследований циклической долговечности моделей лопаток с наклонными охлаждающими каналами не рекомендуется на лопатках турбин располагать охлаждающие каналы под углами 30° к поверхности.

Предложенную методику исследований можно использовать при разработке конструкций охлаждаемых лопаток турбин авиационных двигателей для выбора параметров охлаждающих каналов.

Перечень ссылок

1. Бычков Н. Г. Экспериментальная оценка эффективности ремонтных технологий охла-

даемых лопаток ГТД с жаростойкими покрытиями при испытаниях на термоусталость с индукционным нагревом / Н. Г. Бычков, А. Р. Лепешкин, А. В. Першин // Вестник двигателестроения. – 2006. – № 2. – С. 143–146.

2. Кувалдин А. Б. Скоростные режимы индукционного нагрева и термонапряжения в изделиях : Монография / А. Б. Кувалдин, А. Р. Лепешкин. – Новосибирск : Изд-во НГТУ, 2006. – 286 с.
3. Бычков Н. Г. Методика испытаний лопаток турбин ГТД и моделей жаровых труб с керамическими ТЗП на термическую усталость / Н. Г. Бычков, А. Р. Лепешкин, А. В. Першин // Вестник двигателестроения. – 2008. – № 2. – С. 146–150.
4. Сухинин В. П. Концентрация напряжений в толстой пластине с косым отверстием / Сухинин В. П., Волькович И. В., Лукина Э. В. // Проблемы прочности. – 1976. – № 9. – С. 59–61.
5. Кинасошвили Р. С. Определение запаса прочности в общем случае нестационарных условий работы детали / Кинасошвили Р. С. // Вестник машиностроения. – 1964. – № 6.
6. Гецов Л. Б. Методы определения термоусталостной прочности деталей ГТУ / Л. Б. Гецов, А. И. Рыбников // Газотурбинные технологии. – 2007. – № 9. – С. 38–43.

Поступила в редакцию 29.06.2009

Наведено аналіз експериментальних досліджень впливу кута нахилу охолоджуючих каналів на термоциклічну довговічність моделей лопаток турбін з монокристалічного сплаву. При зміні кута нахилу каналів до поверхні моделей від 90° до 30° термоциклічна довговічність знизилася в 2,3–5,2 разів залежно від параметрів комбінованого термомеханічного навантаження. Наведені оцінки часткою статичного і термоциклічного ушкодження матеріалу моделей лопаток в залежності від кута нахилу охолоджуючих отворів при комбінованому термомеханічному навантаженні. Запропоновано рекомендації для вибору параметрів охолоджуючих каналів лопаток турбін авіаційних двигунів.

The analysis of experimental investigations of influence of a corner of an inclination of cooling channels on thermocycle durability of turbine blade models from a monocrystal alloy is resulted. At change of a corner of an inclination of channels for a surface of models from 90° up to 30° the thermocycle durability has gone down in 2,3–5,2 times depending on parameters combined thermomechanical loading. The estimations of shares static and thermocycle damages of a material of blade models depending on a corner of an inclination of cooling channels are resulted at combined thermomechanical loading. The recommendations for a choice of parameters of cooling channels of turbine blades of aviation engines are offered.

УДК 621.438:62-762

Э. В. Кондратюк, С. Д. Зиличихис, М. А. Гребенников, Л. Л. Каминская

ПРОБЛЕМЫ ФОРМИРОВАНИЯ ВНУТРЕННЕГО ДИАМЕТРА УПЛОТНИТЕЛЬНОГО ЭЛЕМЕНТА ЩЕТОЧНОГО УПЛОТНЕНИЯ ГТД

В данной статье рассматриваются различные способы формирования внутреннего диаметра уплотнительного элемента (УЭ) щеточного уплотнения (ЩУ) ГТД, а также отмечены возникающие проблемы при обработке данными способами. Исследования выполнены на ЩУ, разработанных на предприятии ГП «Ивченко-Прогресс». Наряду с этим предлагается метод формирования и доводки внутреннего диаметра УЭ при рабочих условиях эксплуатации ЩУ на специальной установке. Кроме того, описаны его преимущества перед остальными способами обработки.

Постановка проблемы и ее связь с практическими задачами

Щеточные уплотнения (ЩУ) стали предметом пристального внимания и изучения крупных исследовательских зарубежных центров еще в начале восьмидесятых годов прошлого столетия. Учитывая преимущества и недостатки лабиринтных уплотнений (ЛУ), на современных авиационных газотурбинных двигателях стали применять ЩУ, имеющие более высокую эффективность. В настоящее время среди отечественных предприятий разработкой ЩУ активно занимается ГП «Ивченко-Прогресс». На предприятии уже разработан технологический процесс получения уплотнительных элементов и изготовлена партия щеточных уплотнений для проведения всего комплекса испытаний с последующей постановкой на изделие. При этом постоянно ведутся работы по усовершенствованию конструкции и технологии изготовления уплотнений. И на сегодняшний день остается одной из проблем — это формирование внутреннего диаметра уплотнительного элемента (УЭ). Здесь имеются как конструкторские вопросы по определению монтажного зазора, допуска на внутренний диаметр уплотнения, так и технологические, по выполнению этих требований. Качество обработки внутреннего диаметра пакета является основным параметром, влияющим на гибкость и податливость волокон. В свою очередь за счет данных свойств ЩУ способны значительно снижать утечки в двигателе и в целом влиять на расходную характеристику, которая является основным критерием оценки работоспособности уплотнения, что также отмечено в предыдущих публикациях [1, 2].

Цель работы

Целью настоящей работы является исследование различных способов формирования внутреннего диаметра УЭ ЩУ ГТД. Для достижения цели

была поставлена задача — выбрать оптимальный и рациональный способ выполнения данной операции, который дал бы наилучшее качество поверхности и в дальнейшем позволил обеспечить наилучшие параметры работы двигателя.



а



б

Рис. 1. Щеточное уплотнение ГТД (а), уплотнительный элемент (УЭ) до обработки (б)

Содержание и результаты исследований

На предприятии уплотнения выполнены в различном конструкторско-технологическом исполнении (рис. 2). Испытуемые уплотнения были изготовлены для работы с валом $\varnothing 90$ мм. Но на сегодняшний день перед нами стоит задача не только о формировании внутреннего диаметра, а также о допуске на его размер. Из нашего начального опыта и многолетнего опыта иностранных фирм можно отметить три варианта сопряжения уплотнения с валом:

- 1) по посадке с натягом;

2) по посадке с зазором и допуском на внутренний диаметр ЩУ ($\pm 0,12$) мм (рис. 3) [4];

3) по посадке с зазором и жестким допуском на внутренний диаметр ЩУ ($+0,05$) мм, который мы стремимся достичь при изготовлении уплотнений.

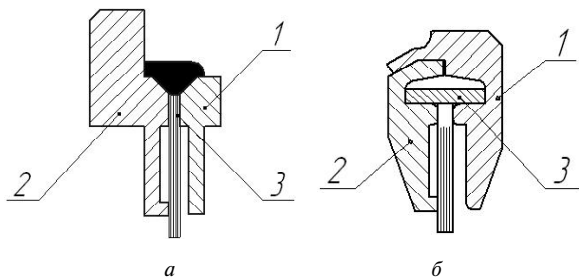


Рис. 2. Два варианта конструкции ЩУ:

a – сварная конструкция; *б* – завальцованная конструкция; 1 – пластина покрытия (защитная); 2 – пластина поддержки (опорная); 3 – уплотнительный элемент

Однако согласно зарубежной литературе [3, 4] внутренний диаметр УЭ в процессе работы на двигателе притирается, и со временем устанавливается стабильный зазор между ротором и сопрягаемым с ним ЩУ, что видно на графиках (рис. 3).

Вместе с тем имеются проблемы точного измерения внутреннего диаметра из-за прилагаемого усилия щупа к ворсу уплотнительного пакета, так как он является нежесткой технологической системой, что в свою очередь отражается на точности размера (рис. 4).

У нас еще не достаточно опыта дать ответ, какой из этих трех вариантов сопряжения является наиболее рациональным для формирования внутреннего диаметра УЭ. Однако мы нашли оптимальный способ, который даст возможность объединить все три рассмотренных варианта. Данный способ заключается в приработке внутреннего диаметра пакета на специальной установке, принцип работы, которого описан ниже.

Мы шли по пути изготовления щеточного уплотнения с жестким допуском на внутренний диаметр ($+0,05$) мм и его установки с определенным монтажным зазором. Зазор был расчетным, и в зависимости от него назначен жесткий допуск на диаметр. Под эту схему было предложено несколько универсальных методов обработки внутреннего диаметра УЭ ЩУ и согласно им разработаны различные технологические процессы его формирования. Сложность обработки ворса возникала, также как и при его измерении, из-за не жесткости системы. Однако все виды обработки были опробованы.

Исследовались следующие способы, каждый из которых имел как преимущества, так и недостатки (см. табл. 1).

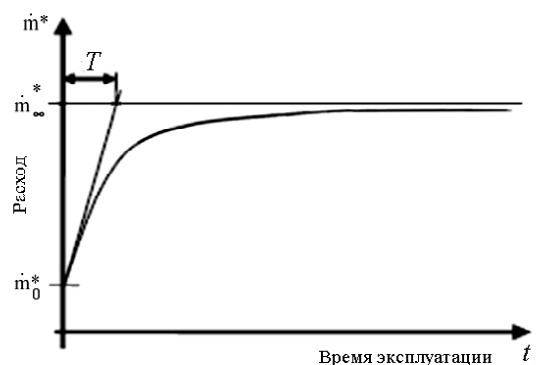
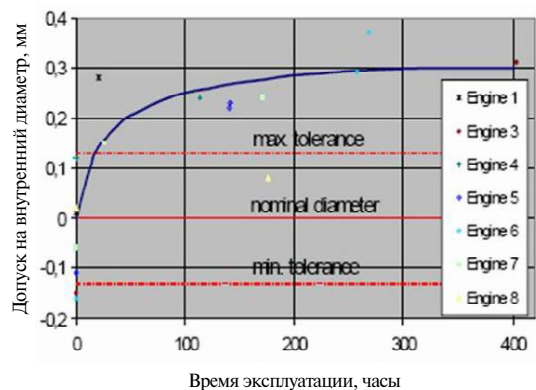


Рис. 3. Кривая износа волокон ЩУ от времени работы в двигателе

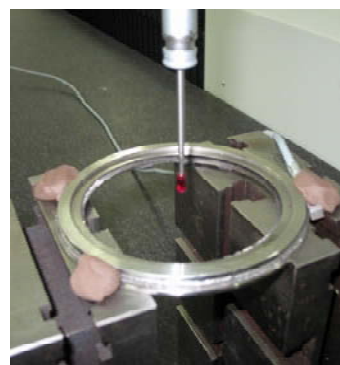


Рис. 4. Измерение внутреннего диаметра УЭ ЩУ на координатно-измерительной машине Wenzel

Таблица 1 – Способы формирования внутреннего диаметра УЭ ЩУ ГТД

	Наименование способа	Недостатки	Преимущества
1	Шлифование поверхности кругом с наружным диаметром, равным диаметру вала	Сложность шлифования кругом больших диаметров ЩУ	Возможность получения точного внутреннего диаметра и высокого качества поверхности обрабатываемого вorsa
2	Шлифование поверхности кругом с наружным диаметром, меньше диаметра вала в свободном состоянии вorsa УЭ	Неравномерная обработка внутреннего диаметра в результате высокой податливости волокон УЭ (нежесткая технологическая система)	
3	Шлифование поверхности кругом с наружным диаметром, меньше диаметра вала в зажатом состоянии вorsa УЭ	Необходимо корректировать шлифуемый диаметр, заданный чертежом; не на каждой конструкции имеется возможность зажимать вorsa УЭ	Жесткая технологическая система при шлифовании; возможность получение высокого качества поверхности обрабатываемого вorsa УЭ
4	Электроэрозионная обработка поверхности электродом с планетарной обработкой до требуемого диаметра	Ограниченные габариты ванны электроэрозионного станка AGITRON 2U, в случае изготовления ЩУ с внутренним диаметром больше 300 мм	возможность получения точного внутреннего диаметра и высокое качество поверхности обработанного вorsa

Кроме того, как уже отмечено в предыдущих публикациях, особое внимание должно быть направлено на длительную эксплуатацию и долговечность ЩУ при работе в ГТД [1, 2]. А также на обеспечение стабильных параметров работы двигателя, как в начале, так и на протяжении последующей его работы. Существует проблема радиального износа волокон и ротора, а особенно износ при условиях на переменных режимах. Износу проволоки способствует разница осевого давления через щетку [3]. Из рисунков 3 и 5 сделан вывод, что щеточные уплотнения будут приспосабливаться к рабочим условиям за их жизненный цикл.

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 [4].

Проанализировав графики, представленные в зарубежной литературе [3, 4], мы предлагаем компенсировать первоначальный износ волокон УЭ, т.е. участок кривой от 0 до 150 часов работы ЩУ на графике, за счет внедрения приработки уплотнительного пакета до постановки изделия на двигатель. Это позволит приблизительно на 75 % уйти от износа пакета и сопрягаемого с ним вала еще до эксплуатации ЩУ. Чтобы исключить эту зону износа, и на двигателе работать с постоянным монтажным зазором, дающим относительно установившийся расход воздуха, нами был предложен метод притирки внутреннего диаметра УЭ ЩУ ГТД.

Данный метод заключается в притирке внутреннего диаметра при рабочем давлении на УЭ по определяющим расходным характеристикам. Кроме того, его можно применять после обра-

ботки диаметра универсальными способами. Для этого на предприятии запроектирована специальная установка, которая в свою очередь позволит не только выполнять доводку внутреннего диаметра, а и как отмечено выше, компенсировать первоначальный износ волокон УЭ до постановки ЩУ на двигатель за счет применения

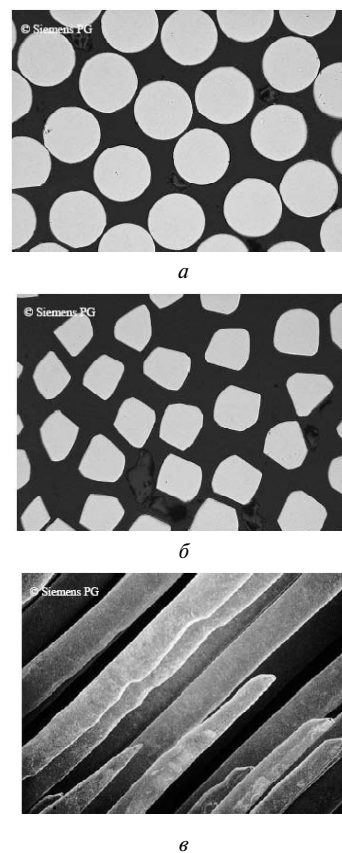


Рис. 5. Поперечное сечение УЭ после 30 месяцев (>20000 часов) непрерывной эксплуатации:

а – возле опорной пластины; б, в – возле защитной пластины

в качестве инструмента вала-имитатора, обладающего режущими свойствами. Изготавливаемое приспособление даст возможность:

- прирабатывать внутренний диаметр УЭ ЩУ при рабочем давлении и оборотах вала по определяющим расходным характеристикам;
- задавать радиальные и осевые смещения, имитирующие врезания ротора при эволюциях самолета и температурное расширение вала при работе двигателя;
- испытывать ЩУ диаметром до 450 мм, за счет переналадки приспособления;
- зафиксировать и исследовать поведение волокон УЭ при подаче воздуха под давлением;
- возможность исследования ЩУ в статическом и динамическом положениях;
- предотвратить повреждение ротора (его износ и образование канавки шириной равной толщине уплотнительного пакета) при его первоначальном сопряжении с ЩУ;
- практически определить монтажный зазор, полученный после установившихся расходных характеристик.

Выводы

В ходе проведенной работы были опробованы и исследованы следующие виды обработки внутреннего диаметра УЭ ЩУ:

- шлифование поверхности кругом с наружным диаметром равным диаметру вала,
- шлифование поверхности кругом с наружным диаметром меньше диаметра вала в свободном состоянии вorsa УЭ,
- шлифование поверхности кругом с наружным диаметром меньше диаметра вала в зажатом состоянии вorsa УЭ,
- электроэрозионная обработка поверхности электродом.

Рассмотренные способы могут применяться в зависимости от конструкторско-технологического исполнения ЩУ. Однако наряду с этими видами обработки, предложен более рациональный метод формирования и доводки внутреннего диаметра УЭ на специальной установке, что позволит компенсировать износ волокон уплотнительного

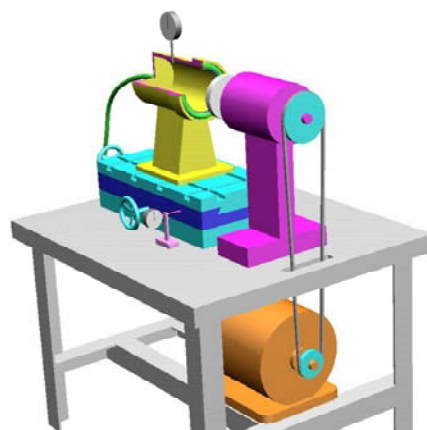


Рис. 6. Схема специальной установки для доводки внутреннего диаметра УЭ

пакета и сопрягаемого с ним вала приблизительно первые 150 часов работы и установить стабильный зазор между ЩУ и ротором, определяющий расходную характеристику уплотнений ГТД.

Перечень ссылок

1. Элементы технологии изготовления щеточного уплотнения ГТД и его экспериментальные исследования в статическом положении / [Л. Л. Каминская, Э. В. Кондратюк, С. Д. Зиличихис и др.] // Вестник двигателестроения. – 2008. – № 1. – С. 71–74.
2. Сравнительный анализ щеточного и лабиринтного уплотнений ГТД / [Г.И. Пейчев, Э.В. Кондратюк, С.Д. Зиличихис и др.] // Вестник двигателестроения. – 2009. – № 1. – С. 66–70.
3. 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.
4. Alfons Gail. The MTU Brush Seal Design / Alfons Gail, Stefan Beichl // MTU Aero Engines. – Germany, Munich. – P. 1–11.

Поступила в редакцию 03.07.2009

У цій статті розглянуто різноманітні способи формування внутрішнього діаметру ущільнювального елемента (УЕ) щіткового ущільнення (ЩУ) ГТД, а також окреслено виникаючі проблеми при обробці зазначеними способами. Дослідження виконано на ЩУ, розроблених на підприємстві ДП «Івченко-Прогрес». Поряд із цим запропоновано метод формування та доведення внутрішнього діаметру УЕ при робочих умовах експлуатації ЩУ на спеціальній установці. Крім того, описано його переваги над іншими способами обробки.

In this article various ways of forming an internal diameter in the packing element (PE) of brush seal (BS) GTE are considered; the arising problems during the processing have been observed as well. Investigations have been carried out using BS developed at the state enterprise «Ivchenko-Progress». Along with it is offered a method of using a special mounting for forming and accurate grinding of an internal diameter in the PE by exploitation of BS under its operating condition. Besides, its advantages in comparison with other methods of processing are described.

УДК 629.735.083.06(045)

Д. В. Попов

ОПТИМІЗАЦІЯ РЕЖИМІВ ТЕХНІЧНОГО ОБСЛУГОВУВАННЯ АВІАЦІЙНОЇ ТЕХНІКИ

В статті розглянуто одне з нових та перспективних шляхів оптимізації режимів технічного обслуговування (ТО) авіаційної техніки (АТ). Розробляється метод, що призначений для практичного використання при проектуванні АТ та подальшої її експлуатації, який дозволить вирішувати проблеми формування регламентів ТО на всіх стадіях життєвого циклу повітряного судна з урахуванням економічної ефективності експлуатації АТ.

Вступ

Від рішення реально існуючого протиріччя між ускладненням авіаційних конструкцій і вимогами забезпечення високої безвідмовності при зниженні вартості, трудомісткості, підвищенні ефективності використання, строків проектування залежить стан, розвиток і вдосконалення процесів проектування й експлуатації сучасних і перспективних повітряних суден (ПС) [1].

1 Постановка задачі

Для забезпечення безпеки й регулярності польотів, а також ефективності використання АТ необхідні високонадійні ПС, витрати на створення яких повинні окупатися в процесі їхньої експлуатації. Етапи життєвого циклу виробів АТ не можна розглядати окремо, вони взаємозалежні та є елементами єдиної системи керування. Виконання робіт на різних етапах супроводжується прийняттям рішень, які мають специфічні особливості і тісно взаємозв'язані з усією сукупністю прийнятих рішень на різних етапах життєвого циклу виробів. Так, питання ТО виробів АТ передбачаються вже на етапі проектування: забезпечення пристосованості конструкції до ТО, установавання оптимальної системи контролю й діагностування АТ, забезпечення відповідності вимогам економічності, ефективності використання, працевитратам на ТО й ін.

Працями вітчизняних і закордонних вчених доведена неефективність досягнення заданих вимог окремими, розрізненими заходами, необхідний комплексний, системний підхід на основі створення загальної методології надійнісного проектування складних систем з урахуванням їх відновлення в умовах експлуатації. Важливе місце в цій методології належить методам прогнозу апріорної надійності системи АТ на етапі розробки й побудові на їхній основі інженерних методик, орієнтованих на використання інформаційних технологій керування технічним станом виробів АТ у процесі експлуатації.

У цей час стало очевидним, що підвищити ефективність використання математичних методів

дослідження складних систем з відновленням для виробів АТ можна, якщо йти не по шляху збільшення кількості існуючих методів і їхнього уточнення, а по шляху створення якісно нового підходу до аналізу надійності складних систем АТ на етапі проектування і її забезпечення в експлуатації.

На основі встановлення зв'язків властивостей об'єктів з економічними показниками необхідно визначити закономірності керування процесами формування якості виробів АТ і його оптимальної реалізації в умовах експлуатації, що дозволить конструкторам і експлуатаційникам об'єктивно оцінювати економічні результати зміни надійності виробів АТ, розкрити організаційно-технічний механізм пошуку нових рішень.

2 Зміст оптимізації

На стадії проектування оптимізація складається в забезпеченні збалансованих характеристик і властивостей виробів АТ по сукупності визначальних ознак, що сприяють найбільш ефективній їхній реалізації в умовах експлуатації. Так, наприклад, відповідність нормам льотної придатності ПС можна досягти як за рахунок удосконалення конструктивної схеми, підвищення надійності елементів функціональних систем, так і установкою ефективних контрольно-вимірвальних засобів, зменшенням ресурсу й періодичності ТО АТ.

При експлуатації АТ виникають два взаємно протилежних процеси: процес зміни технічного стану об'єктів експлуатації, внаслідок зношування й фізико-хімічних змін структури елементів при їхньому функціонуванні й процес відновлення технічного стану АТ при технічному обслуговуванні.

Керування обсягом, видами й періодичністю виконання робіт за умови забезпечення заданого рівня працездатності виробів АТ з метою мінімізації витрат є оптимізаційним завданням. При оптимізації технічного обслуговування необхідно виходити з конструктивних і експлуатаційних властивостей виробів АТ.

3. Метод формування експлуатаційних властивостей виробів АТ

Аналіз основних принципів проектування технічних пристроїв і досвіду їхньої експлуатації дозволяє встановити певні логічні правила конструювання виробів АТ, які виражаються в раціональному сполученні певних характеристик і експлуатаційних властивостей виробів, що дозволяють найбільше ефективно їх використати в експлуатації. Застосування цих правил і їхня формалізація дозволить встановити раціональний порядок проектування технічних пристроїв або проведення доробок на основі аналізу досягнутих значень визначальних характеристик і визначення вимог до інших експлуатаційних факторів даного виробу, що забезпечує оптимальні (або близьке до оптимального) їх сполучення.

Такий підхід для прийняття відповідальних рішень дозволяє сполучити оптимізацію із прогнозуванням, при цьому безпосередньо прогнозуються не параметрами моделі, а вхідні дані в математичну модель, що служить для визначення оптимального сполучення властивостей об'єкта експлуатації. Приймаючи цю гіпотезу, питання «які будуть параметрами об'єкта?» заміняємо питанням «які повинні бути параметри?», що дозволяє два окремі завдання – прогнозування й оптимізація – звести до одного загального завдання. Очевидно, що при сполученні безпосереднього прогнозування з оптимізацією з'являються можливості активно й ефективно управляти якістю виробів АТ відповідно до прийнятої цільової функції замість пасивного спостереження за його зміною в минулому при прогнозуванні.

Для опису властивостей, характеристик і особливостей виробів АТ пропонується метод «цифрової імітації». Кожному елементу надається формальна ознака – код, який має вигляд як цифрового так і буквено-цифрового ідентифікатора. Використання коду рівносильне завданню мно-

жини відомостей про характеристики й властивості елементів систем. Множина факторів записується в певній послідовності, створюючи впорядковану множину – кортеж:

$$Y = \langle x_1 x_2 \dots x_n \rangle .$$

Принциповою цінністю використання даного методу є те, що можна заздалегідь досліджувати фактори до створення виробів АТ, розробити вимоги до конструкції й системи ТО більш близькі до оптимального. Для формування комплексної характеристики експлуатаційних властивостей виробів АТ виділено «*n*» ознак. Кожній ознаці поставлено у відповідність «*m*» станів.

Тоді комплексну характеристику експлуатаційних властивостей виробу можна представити у вигляді

$$V_K = \{x_1^j, x_2^j, \dots, x_i^j \dots x_n^j\},$$

де x_i^j – значення *i*-го фактору *j*-го стану

$$\begin{pmatrix} j = 1 \div n \\ i = 1 \div m \end{pmatrix}.$$

Кодування властивостей виробу АТ проводиться згідно табл. 1.

Якщо визначити оптимальні «базові» властивості й характеристики «ідеальних» виробів і відповідні їм стратегії ТО

$$V_B = \{B_1^j, B_2^j, \dots, B_n^j\}$$

та на основі порівняння й оцінки ступеня відхилення характеристик виробів АТ від базових векторів можна вирішити ряд поставлених завдань.

У загальному випадку цільова функція має вигляд

$$\Omega = \Omega \{x_1^j, x_2^j, \dots, x_n^j, B_1^j, B_2^j, \dots, B_n^j\}.$$

Таблиця 1 – Кодування властивостей об'єкта експлуатації

Інтервал значень фактора	Властивості об'єкта експлуатації					
	Функціональна значимість	Надійність	Кратність резервування	Вірогідність контролю	Експлуатаційна технологічність	Витрати на ТО
	<i>A</i>	<i>B</i>	<i>C</i>	<i>D</i>	<i>E</i>	<i>F</i>
1	<i>Am1</i>	<i>Bm1</i>	<i>Cm1</i>	<i>Dm1</i>	<i>Em1</i>	<i>Fm1</i>
2	<i>Am2</i>	<i>Bm2</i>	<i>Cm2</i>	<i>Dm2</i>	<i>Em2</i>	<i>Fm2</i>
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮
<i>m</i>	<i>AmA</i>	<i>BmB</i>	<i>CmC</i>	<i>DmD</i>	<i>EmE</i>	<i>FmF</i>

Ефект від експлуатації виробів при можливій зміні властивості визначається виразом

$$\Theta = f_{\Theta} \sum_{i=1}^n [x_i^j(t) - B_i^j(t)]; \quad i = \overline{1+n}.$$

Таке послідовне рішення завдань залежно від точності й вірогідності доступної інформації лежить в основі адаптивного процесу керування конструктивними розробками, формування й корегування регламентів ТО виробів АТ.

Розробка даного метода вимагає визначення інтервальних границь кожного з визначальних факторів, залежно від ступеня невизначеності їхніх значень, вибір і об'рунтування базових моделей стану об'єктів експлуатації та правил прийняття рішень. Багатокритеріальні проблеми мають характерну особливість, головна відмінність якої полягає в тому, що використання її рішення не є єдина точка зору, а є множина ефективних рішень, або рішень, оптимальних за Парето [2]. Оптимальними за Парето будуть такі альтернативи, які при переході від однієї альтернативи до інших не можуть покращати значення одного або кількох критеріїв без погіршення хоча б одного критерію.

Якщо критерії та їх значення вибираються з урахуванням кооперативності, внаслідок чого «суспільний» інтерес коаліції критеріїв ставиться вище від інтересів кожного окремого критерію, то вибір є оптимальний за Парето.

Кожна альтернатива $v^j \in V$ є набір параметрів

$$v_{(i)}^j = V^j(v_1^j, v_2^j, \dots, v_n^j), \quad i = 1, 2, \dots, n.$$

У цьому виразі узагальнений критерій може бути сформульований у вигляді найбільшого абсолютного відхилення від ідеальної альтернативи для частинних критеріїв однієї розмірності:

$$F = W[v_1(t), \dots, v_m(t)] = \max |v_i(t_0) - v_i(t)|.$$

Висновки

Реалізація цього підходу на практиці дозволить забезпечити цілеспрямованість керуючих впливів, що сприяють підвищенню якості ТО та ефективності використання АТ в експлуатації.

Перелік посилань

1. Дмитрієв С. О. Концептуальні положення збереження льотної придатності повітряних суден України / С. О. Дмитрієв, В. І. Бурлаков, Р. М. Салімов // Сб. науч. тр. «Сучасні авіаційні технології» Матеріали ІV міжнародної науково-технічної конференції «АВІА-2002». – Т. 3. – К. : НАУ, 2002. – С. 157–161.
2. Тронь В. П. Стратегія прориву / В. П. Тронь. – К. : Видавництво УАДУ при Президентіві України, 1995. – 344 с.

Поступила в редакцію 25.05.2009

В статье рассмотрен один из новых и перспективных путей оптимизации режимов технического обслуживания (ТО) авиационной техники (АТ). Разрабатывается метод, который предназначен для практического использования при проектировании АТ и последующей ее эксплуатации, который позволит решать проблемы формирования регламентов ТО на всех стадиях жизненного цикла воздушного судна с учетом экономической эффективности эксплуатации АТ.

One of the new and perspective ways of optimization modes of aircraft maintenance is considered in the article. A method which is intended for the practical using for aircraft planning with subsequent its exploitations is developed, which will allow to work out the problems of forming the regulations of aircraft maintenance at all stages of life cycle of aircraft taking into account economic efficiency of exploitation.

УДК: 669.058: 539.319

С. В. Лоскутов, И. В. Золотаревский, С. В. Сейдаметов

КОМПЛЕКСНОЕ РЕНТГЕНОВСКОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ПРИПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ СПЛАВА ТИТАНА С ПОКРЫТИЕМ НИТРИДА ТИТАНА

Показано, что рентгеновские исследования структуры приповерхностного слоя образцов из титановых сплавов с нитридными покрытиями позволяют неразрушающим методом определять изменения в структуре при различных условиях плазменной обработки. Установив наиболее оптимальные параметры обработки, приводящие к улучшению механических свойств, в дальнейшем можно на основе рентгеновских измерений контролировать параметры упрочняющих обработок натуральных деталей. Прямое экспериментальное определение модуля Юнга приповерхностного слоя напыляемых образцов позволяет получить более обоснованные значения остаточных макронапряжений.

Введение

Одним из важных направлений использования высокоинтенсивных потоков энергии является синтез химических соединений на поверхности обрабатываемых металлов в потоках низкотемпературной плазмы. Характерной особенностью ионно-пламенного напыления является то, что при сравнительно низких температурах подложки становится возможным протекание плазмохимических реакций образования нитридов металлов. Под влиянием ионной обработки в поверхностных слоях формируется дефектная структура и структурно-фазовое состояние, приводящее к изменению свойств металла [1, 2]. Возникающие при этом остаточные напряжения в поверхностных слоях металлов являются результатом воздействия термической составляющей и ионной бомбардировки поверхности подложки. Остаточные напряжения оказывают большое влияние на эксплуатационные свойства, как покрытия, так и покрываемой детали, поэтому изучение их представляет большой практический и научный интерес.

В связи с тем, что лопатки газотурбинных двигателей (ГТД) являются высоконагруженными и ответственными деталями, важным является вопрос о влиянии плёнки нитрида титана на физико-механические характеристики лопаток, в частности на сопротивление усталостному разрушению. Как правило, для определения остаточных напряжений в покрытиях используется табличное значение объёмного модуля Юнга, который может существенно отличаться от значения для дефектного поверхностного слоя. Так как возникновение усталостной трещины может происходить в материале под покрытием, то представляется необходимым изучить закономерности формирования напряжений в слое материала под покрытием, используя при этом эксперимен-

тально определяемые значения модуля Юнга приповерхностного слоя.

Целью данной работы являлось рентгеновское исследование структуры приповерхностного слоя образцов из сплава титана ВТЗ-1 с напылением нитрида титана.

Экспериментальная методика

Нитридные покрытия наносились методом конденсации из плазменной фазы в условиях ионной бомбардировки поверхности на установке типа «Булат». Для исследования были подготовлены 30 образцов из сплава ВТЗ-1, размером $60 \times 10 \times 3$ мм³, разбитых на три группы, отличающиеся толщиной нанесенных покрытий. Для первой группы толщина покрытия составляла 2...3 мкм, для второй 5...6 мкм, для третьей 7...8 мкм. Так как процесс ионно-плазменного напыления связан с изменениями в структуре материала приповерхностного слоя, то очевидно, что при этом происходят соответствующие изменения и упругих параметров. Для определения модуля Юнга приповерхностного слоя применялся метод кинетического индентирования [3, 4]. Глубина внедрения индентора в материал поверхностного слоя составляла ~ 20 мкм.

Метод флуоресцентного рентгеновского анализа состава химических элементов в кристаллических материалах является бесконтактным, высокоавтоматизированным и, следовательно, весьма эффективным для мониторинга многих технологических процессов. Интенсивность флуоресцентного рентгеновского излучения является функцией химического состава образца [5]. Использовали классическую схему сканирующего кристалл-дифракционного спектрометра. Интенсивность линий флуоресцентного рентгеновского излучения измеряли на рентгеновском дифрактометре DRON-3M (медный анод, $U = 30$ kV,

$I = 30 \text{ mA}$, кристалл-анализатор LiF (220), экспозиция – 5 с, число параллельных измерений – 2).

Результаты исследования и их обсуждение

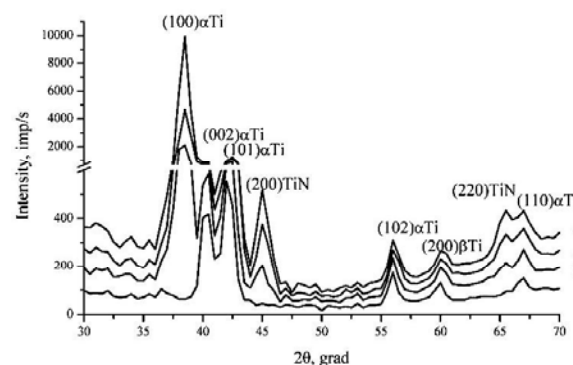
На первом этапе работы были получены полные дифрактограммы образцов для выбора рабочих линий, по которым определялись остаточные макронапряжения. Результаты измерений представлены на рис. 1. Так как прецизионные измерения выполняются на углах 2θ близких к 180° , то была выбрана линия α -титана (204). На приведенной дифрактограмме присутствуют линии нитрида титана (200) и (222) заметно увеличивается с ростом толщины покрытия.

Определенные методом кинетического индентирования значения модуля Юнга для образцов с различной толщиной пленок TiN оказались приблизительно одинаковыми: $E = (235 \pm 10) \text{ ГПа}$. По измеренным значениям модуля Юнга были определены остаточные макронапряжения, таблица 1. В этой таблице представлены также данные измерений микротвердости. Прослеживается корреляция между микротвердостью и остаточными напряжениями в поверхностном слое и их увеличение с ростом толщины пленки TiN.

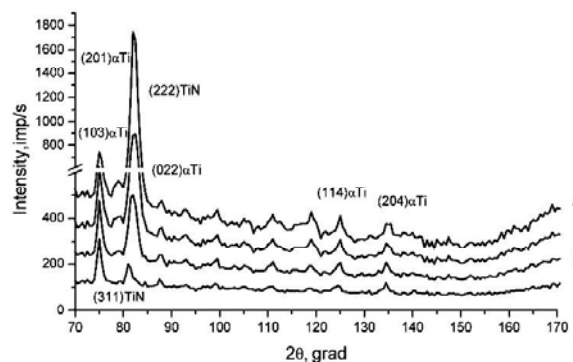
На основе измерений методом кинетического индентирования было получено значение контактного предела текучести материала приповерхностного слоя $\sigma_T = (380 \pm 20) \text{ МПа}$, что совпадает с твердостью по Бринеллю (табличные значения в интервале (275...367) МПа). Для сплава ВТЗ-1 предел текучести находится в интервале (860... 1120) МПа.

Результаты рентгенофлуоресцентного анализа представлены на рис. 2. Интенсивность линии TiK_α возрастает при увеличении толщины пленки нитрида титана от 2 до 6 мкм. При достижении толщины пленки 7...8 мкм интенсивность линии TiK_β резко уменьшается до значений, характерных для сплава ВТЗ-1. Интенсивность линии TiK_β практически не изменяется при нанесении нитридного покрытия. Возможно, что при тонкослойном напылении проявляется больше текстурированность. С другой стороны проявляется наложение двух линий TiK_α и CuK_β . На на-

чальной стадии напыления интенсивность CuK_β складывается с интенсивностью TiK_α , а при достижении толщины пленки 7...8 мкм, вклад медного отражения падает до нуля, о чем свидетельствуют экспериментальные данные (наблюдаемое изменение интенсивности равно интенсивности излучения CuK_β для медного образца). Если на начальной стадии напыления рост нитридной пленки происходит с преимущественной ориентацией, благоприятной для отражения медной линии, то увеличение толщины покрытия приводит к разориентации отражающей плоскости для медного излучения.



a



b

Рис. 1. Рентгеновские дифрактограммы образцов из сплава титана ВТЗ-1:

- 1 – после химического травливания пленки TiN;
- 2 – пленка TiN толщиной 2...3 мкм; 3 – пленка TiN толщиной 5...6 мкм; 4 – пленка TiN толщиной 7...8 мкм

Таблица 1 – Характеристики приповерхностного слоя образцов с напылением TiN

№ образцов	Остаточные макронапряжения, МПа	Микротвердость, МПа	Толщина пленки TiN, мкм
1.1...1.10	-440 -720	6425	2...3
2.1...2.10	- 920 -1540	7704	5...6
3.1...3.10	-3100 ... -3160	13107	7...8
–	-800 ... -1090	3846	После травливания пленки TiN.
–	-100 ... -140	3600	Исходные образцы до напыления.

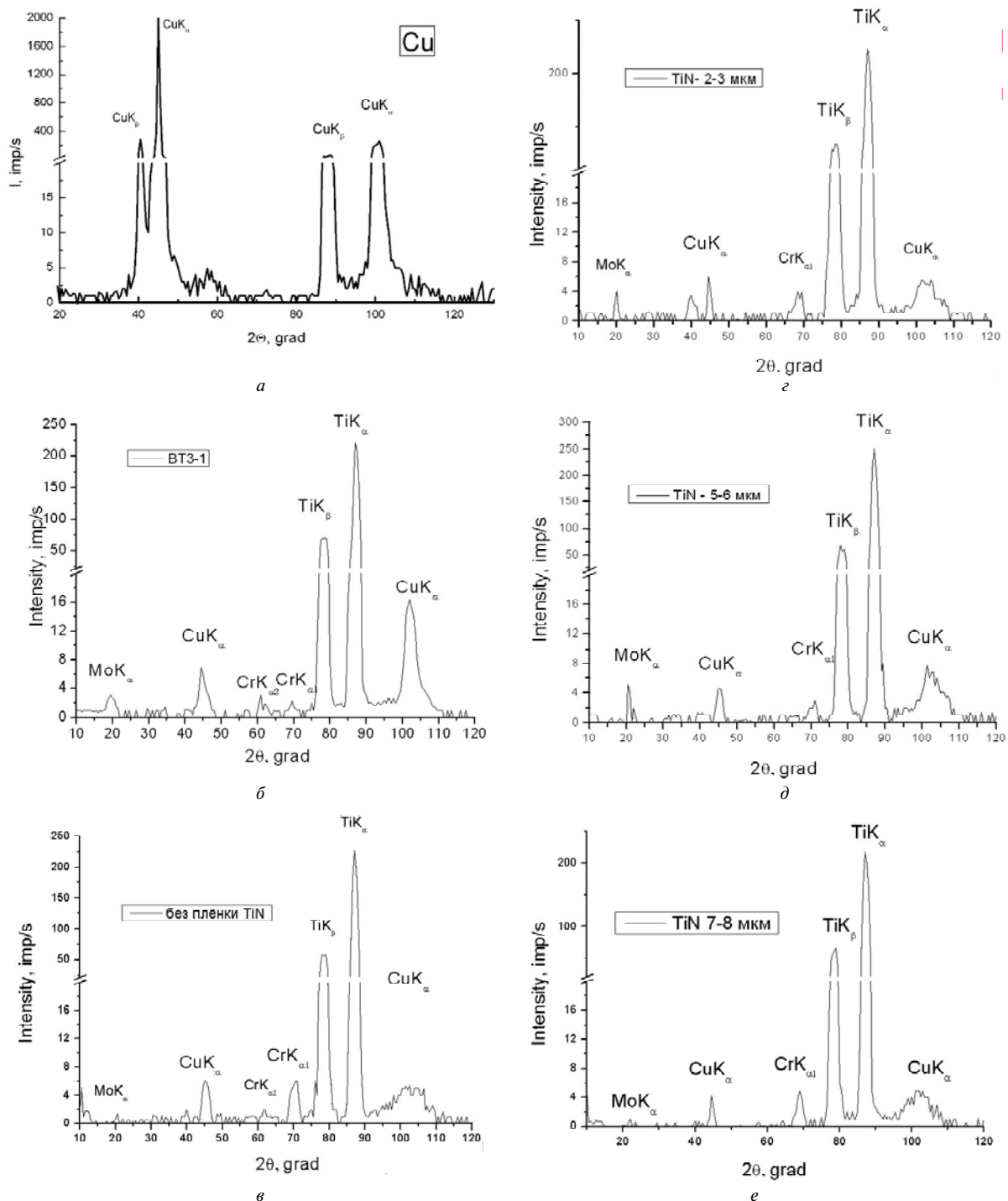


Рис. 2. Данные рентгенофлуоресцентного анализа

Результаты рентгеноанализа лопаток ГТД представлены на рис. 3. Определяются линии (112) $2\theta = 80,984$ и линия (103) $2\theta = 75,078$. Возможно, что линия (201) $2\theta = 82,423$ накладывается на линию линии (112).

Применение метода катодно-ионного бомбардирования (КИБ) приводит к текстурированности. Наиболее значительные остаточные макронапряжения формируются после УЗУ(5 мин)

+ КИБ. Остаточные микронапряжения для всех видов обработки существенно не изменяются. Нанесение покрытия TiN для лопатки после УЗУ(5 мин) + КИБ приводит к наложению линий (112) и (201). Возможно влияние очень слабой линии нитрида титана (222), $2\theta = 83,165$. Относительная интенсивность линий близко к 2 для $\{(112)+(201)\}/(103)$.

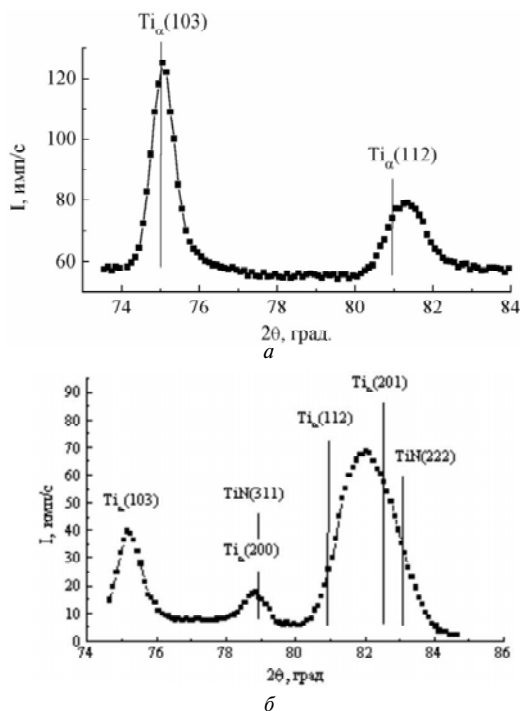


Рис. 3. Участок дифрактограммы исходной лопатки (а) и после обработки методом КИБ (б)

Рентгеновский неразрушающий метод структурных измерений может позволить оптимизировать упрочняющую обработку натуральных деталей. Для этого необходимо использовать следующую схему: обработка → измерение параметров структуры → испытание → измерение параметров структуры → анализ влияния структурных характеристик на механические параметры (анализ взаимосвязи структуры с механическими свойствами).

Выводы

Разработана новая методика рентгенодифрактометрического определения остаточных макронапряжений на основе измерения модуля Юнга приповерхностного слоя материала методом кинетического индентирования. Прямое экспериментальное определение модуля

Юнга приповерхностного слоя напыляемых образцов позволяет получить более обоснованные значения остаточных макронапряжений.

Показано, что в результате ионного напыления в поверхностном слое подложки из сплава титана марки ВТЗ-1 формируются остаточные сжимающие напряжения. Причем, с увеличением толщины напыляемой пленки TiN (от 2 до 8 мкм) растут микротвердость и сжимающие напряжения.

По данным рентгенофлуоресцентного анализа показано, что на начальной стадии напыления рост нитридной пленки происходит с преимущественной ориентацией, благоприятной для отражения медной линии, а увеличение толщины покрытия приводит к разориентации отражающей плоскости для медного излучения.

Перечень ссылок

1. Лазарев Э. М. Фазовый состав, структура, текстура и остаточные напряжения в покрытиях из нитрида титана и карбида титана на твердых сплавах и сталях / Э. М. Лазарев, С. Я. Бецофен // Физика и химия обработки материалов. — 1993. — № 6. — С. 60–65.
2. Об упрочняющей роли вакуум-плазменных покрытий / [Рутковский А. В., Ляшенко Б. А., Гопкало А. П., Сорока Е. Б.] // Проблемы прочности. — 1999. — № 6. — С. 123–126.
3. Бульчев С. И. Исследование физико-механических свойств материалов в приповерхностном слое и в микрообъемах методом непрерывного вдавливания индентора (обзор) / Бульчев С. И., Алехин В. П., Шоршоров М. Х. // Физика и химия обработки материалов. — 1979. — № 5. — С. 69–82.
4. Патент 68969. Україна. МПК G01N3/42. Спосіб визначення фізико-механічних характеристик матеріалів / С. В. Лоскутов, В. К. Манько, В. В. Ткаченко, В. К. Яценко. — № 20031110553; заявл. 24.11.2003; опубл. 16.08.2004, Бюл. № 8, 2004 р.
5. Рентгенофлуоресцентный анализ / [под ред. Н. Ф. Лосева]. — Новосибирск: «Наука», 1991. — 175 с.

Поступила в редакцию 26.05.2009

Розроблено нову методіку рентгенодифрактометричного визначення залишкових макронапружень на основі виміру модуля Юнга приповерхневого шару матеріалу методом кінетичного індентування. Показано, що в результаті іонного напылення на поверхню сплаву ВТЗ-1 плівки TiN, в поверхневому шарі підкладки формуються залишкові стискуючі напруження. Причому, із збільшенням товщини плівки від 2 до 8 мкм зростають микротвердість і стискуючі напруження. Використання рентгенофлуоресцентного аналізу дозволяє отримати додаткову інформацію про структурні перебудови в процесі іонного напылення.

The new technique of X-Ray definition of residual macrostresses is developed on the basis of measurement of Young's modulus of near-surface layer of material by method of kinetic indentation. It is shown, that resulting from ion film evaporation residual compressing stresses are being formed in the surface layer of the substrate. And, with the evaporated TiN film's thickness increase from 2 up to 8 microns microhardness and compressing stresses grow. Application of X-ray fluorescent analysis allows to get additional information about the structural rebuilding in the process of ionic evaporation.

УДК 621.785.369

В. Д. Шелягин, В. Ю. Хаскин, А. П. Грищенко, А. В. Сиора, А. В. Бернацкий

ЛАЗЕРНАЯ МОДИФИКАЦИЯ ПЛАЗМЕННОНАНЕСЕННЫХ ПОКРЫТИЙ

Установлено, что определяющим фактором при оплавлении газотермических покрытий из самофлюсующихся сплавов лазерным излучением является величина погонной энергии, при увеличении которой в диапазоне 200400 кДж/м повышается однородность и мелко-дисперсность структуры оплавленных слоев, устраняются дефекты.

Введение

Вопросам технологии и качества нанесения газотермических покрытий уделялось значительное внимание на протяжении последних четырех десятилетий [1]. Ведущее место в разработках такого рода отводилось, главным образом, плазменным и микроплазменным технологиям. Несмотря на определенные успехи, достигнутые в этих вопросах, напыляемые плазменными методами покрытия сохраняют ряд основных недостатков. В первую очередь это относится к адгезионной прочности и пористости. И если недостаточная адгезионная прочность может привести к разрушению покрытий на деталях, работающих в условиях ударных нагрузок, то высокая пористость может вызвать отслоение любого покрытия, т.к. в этом случае возможно окисление как самого покрытия, так и подложки. Для устранения указанных недостатков после напыления покрытий проводят их оплавление. Однако при этом, из-за применения тепловых источников с малой концентрацией энергии, возникает ряд отрицательных явлений: объемный разогрев обрабатываемых деталей до высоких температур; усиление процессов отпуска и рекристаллизации; разупрочнение материала основы и значительные температурные деформации. Все это существенно сужает область использования данной технологии и вынуждает искать новые методы модификации покрытий. Одним из таких методов является использование мощных технологических лазеров [2].

Лазерное оплавление покрытий, напыленных плазменными способами, было предложено с целью повышения их прочностных характеристик путем устранения макродефектности структуры как всего покрытия, так и контактной зоны между покрытием и основой [2-4]. Установлено, что такая лазерная обработка уменьшает количество пор и окислов, а также существенно увеличивает адгезионную прочность покрытий. За счет изменения параметров излучения и характеристик его перемещения по поверхности появляется дополнительная возможность регулирования глубины

проплавления слоя покрытия. Эта глубина может быть равна толщине предварительно нанесенного слоя, а может превосходить ее и расплавлять металл основы на определенную глубину.

Однако, приведенные в работах [2-5] данные по структуре, фазовому составу и микротвердости для одного и того же типа самофлюсующегося порошка, не совпадают, и даже противоречат друг другу. Такая неопределенность приводит к противоположным выводам относительно механизмов формирования оплавленных лазерным излучением покрытий.

Поэтому структурные исследования, уточнение фазового состава и оценка механических характеристик покрытий из самофлюсующихся сплавов, модифицированных лазерным излучением, остаются актуальной научной проблемой с точки зрения более надежного прогнозирования эксплуатационных характеристик покрытий. Нами был проведен комплекс экспериментов по лазерному модифицированию предварительно напыленных сплавов системы Ni-Cr-B-Si с целью оценки влияния параметров процесса на образование структур, повышающих их износостойкость.

Материалы, оборудование и методики исследований

С помощью аргонодуговой плазменной установки УПУ-8М, были нанесены покрытия из самофлюсующихся сплавов ПГ-10Н-01 и ПГ-12Н-01 на образцы из сталей Ст3, 10ХСНД, 65Г, 38ХНЗМФА и меди М1. Толщина нанесенного слоя варьировалась в пределах 0,3...0,8 мм.

В качестве источника лазерного излучения для оплавления напыленных слоев, использовали Nd:YAG-лазер модели DY044 (Rofin Sinar, Германия) с длиной волны $\lambda = 1,06$ мкм. Обработка образцов проводилась как в среде защитного газа (аргона), так и без защиты.

В результате экспериментов на образцах установлено, что в диапазоне мощности лазерного излучения Nd:YAG-лазера DY 044 от 1 до 3 кВт, оптимальный диаметр пятна излучения на оплавленной поверхности прямо пропорционален мощ-

ности лазерного излучения и составляет 1,5 мм на 1 кВт для скоростей процесса 0,5...5 м/мин. Соответствующий диапазон плотностей мощности излучения $W_p = (0,5...5,0) \cdot 10^6$ Вт/см². Время существования ванны расплава при этом может варьироваться от 0,03 до 0,3 с.

Указанная зависимость в данном диапазоне позволяет за один проход получать на стальных и медных образцах качественно оплавленные слои, сопоставимые по толщине с предварительно напыленными. Термическое влияние на оплаваемый образец при этом минимально, размер переходной зоны составляет 10...30 мкм. Дальнейшее уменьшение переходной зоны, как показали эксперименты, может привести к отслоению оплавленного покрытия. Увеличение переходной зоны не целесообразно, так как приводит к повышению содержания металла основы в модифицированном покрытии, затрудняет получение поверхностных слоев с заданными физико-химическими свойствами.

Для сравнения с лазерной обработкой покрытия оплавливали плазмотронами прямого и косвенного действия, а также газопламенной горелкой.

Оплавление покрытий плазмотроном косвенного действия проводили на установке УПУ-8М. Определено, что покрытия, которые были нанесены на стальные образцы, оплавившись без видимых дефектов, получаемая поверхность имела гладкую однородную фактуру с характерным металлическим блеском. Покрытия, которые были нанесены на медные образцы, не оплавившись из-за низкого теплового КПД плазмотронов косвенного действия, а также большого коэффициента теплопроводности меди. Покрытия на медных образцах удалось оплавить плазмотроном прямого действия на установке УПП-200, нанеся подслоя из кремния и применив предварительный подогрев образцов до 400...500 °С.

Оплавление покрытий газопламенным способом проводили на установке «Eurojet». Покрытия на стальных образцах были оплавлены газопламенным способом без видимых дефектов, получаемая поверхность была гладкой и имела вид, аналогичный виду оплавленных плазмотроном косвенного действия поверхностей. Покрытия, которые были нанесены на медные образцы, этим способом оплавить не удалось.

В работе сделаны обобщения о результатах, полученных при лазерной, плазменной и газопламенной обработке покрытий на основании данных металлографического и рентгенофазового анализов структур, измерений микротвердости и пористости образцов.

Результаты и их обсуждение

При лазерном оплавлении покрытий из саморасплавляющихся сплавов ПГ-10Н-01 и ПГ-12Н-01

на сталях и меди наблюдаются некоторые общие особенности структурообразования, связанные с энерговыделением процесса.

По структуре и свойствам полученные образцы можно разделить на четыре группы, которые соответствуют четырем уровням погонной энергии: низкий (10...50 кДж/м), средний (50...200 кДж/м), высокий (200...400 кДж/м) и критический (более 400 кДж/м).

Микроструктура материалов первой группы характеризуется отсутствием непрерывного следа оплавления. Глубина локальных мест оплавления достигает 150...200 мкм. На большей глубине сохраняется исходная структура и пористость на уровне 15...20 %. Адгезионная связь слабая, наблюдаются микротрещины по границе раздела основа-покрытие. Распределение микротвердости имеет большой разброс (HV0,05-200...550), что обусловлено высокой гетерогенностью покрытий. Диффузия элементов на границе раздела «покрытие-основа» отсутствует, не выявлена также зона термического влияния (ЗТВ) в материале основы.

При средней погонной энергии на блестящей оплавленной поверхности материала покрытия наблюдаются трещины. В определенной области режимов обработки расплавленное покрытие кристаллизуется на не оплавленной поверхности основного металла в виде отдельных капель. Анализ микроструктур показывает, что средние значения погонной энергии недостаточны для образования надежных когезионных и адгезионных связей даже для слоя минимальной толщины. Остаточная пористость покрытий составляет 3...5 %. В материале основы наблюдается зона структурно-фазовых преобразований малой толщины – ЗТВ, которая представляет собой смесь из мартенсита и сорбито-перлита, переходящую в начальную ферритно-перлитную смесь. Распределение микротвердости здесь характеризуется меньшим разбросом (HV0,05-300...500). Глубина переходной зоны составляет порядка 20...50 мкм.

Поверхность материалов, обработанных при высоком уровне погонной энергии, отличается волнистостью и отсутствием трещин. Микроструктура покрытий, оплавленных на данных режимах, характеризуется повышенной дисперсностью и однородностью, имеет высокую плотность при средней пористости 1...3% и глубокую ЗТВ, которая состоит из двух характерных частей. Первая часть, глубиной до 100 мкм, представляет собой мартенсит закалки и мартенсит отпуска. Вторая, глубиной около 400...600 мкм, представляет собой сорбито-перлит, переходящий в начальную структуру. На всем промежутке границы раздела покрытие-основа наличия пор, трещин или других дефектов не наблюдается. Однородное распределение микротвердости в покрытии и его

плавное снижение в переходной зоне свидетельствуют о достаточно полной гомогенизации структуры и фазового состава покрытия, существенной диффузии железа основы в поверхностные слои покрытия. Микротвердость оплавленного слоя колеблется в пределах (HV0,05-350...600).



Рис. 1. Микроструктура оплавленного лазером покрытия из ПГ-12Н-01, нанесенного на сталь 38ХНЗМФА, $\times 100$

При оплавлении лазерным излучением покрытий из сплавов на основе никеля, качественный рентгенофазовый анализ установил наличие двух основных структурных составляющих: изолированные ячеистые, а иногда и разветвленные зерна γ -твердого раствора никеля и эвтектика γ -Ni+Ni_n(B,C). Благодаря наличию в напыленном сплаве хрома, также были идентифицированы упрочняющие фазы в виде его карбидов Cr₇C₃, Cr₃C₂ и боридов CrB, CrB₂.

Все структурные составляющие мелкодисперсные. Твердый раствор пресыщен легирующими компонентами. Анализ показывает, что процесс образования карбидов и боридов направляется через образование сегрегаций хрома или образования метастабильных промежуточных фаз. Распределение образовавшихся мелкодисперсных твердых фаз является равномерным. В результате микротвердость оплавленного сплава значительно выравнивается по сравнению с традиционными методами оплавления.

Во всех случаях, при лазерном оплавлении с высоким уровнем погонной энергии, на границе оплавленного материала покрытия с основным металлом образуется светлый пластинчатый слой. Как показывают результаты металлографического анализа, он представляет собой переходную зону со структурой непрерывного ряда твердых растворов, то есть, обеспечена металлургическая связь основы и оплавленного слоя. Переходный слой представляет собой сетку, которая образована тонкими иглами дендритов. Толщина переходной зоны увеличивается при снижении скорости плакирования.

Под переходной зоной в основном металле наблюдается зона термического влияния (ЗТВ). Твердость ЗТВ и ее структура обуславливаются

свойствами материала основы и существенно зависят от режима лазерного переплава покрытия. Материал последнего может оказывать влияние на свойства ЗТВ лишь при условии проникновения его в основной металл при лазерном переплаве с высокими погонными энергиями, обеспечивающем значительное проплавление основы.

При достижении критического уровня погонной энергии наблюдается интенсивное выгорание как отдельных участков покрытия, так и его самого.

Выводы

1. Экспериментальная оценка влияния параметров лазерного модифицирования на изменение структур предварительно нанесенных газотермическими способами покрытий из самофлюсующихся сплавов на основе никеля показала, что по сравнению с плазменным и газопламенным оплавлением, обеспечивается более высокая плотность покрытий, снижается дисперсность их структуры, а также устраняются такие недостатки, как порообразование, недостаточная прочность сцепления покрытия с основой, неравномерность по толщине, химическая и структурная неоднородность.

2. Определяющим фактором при лазерном оплавлении покрытий из самофлюсующихся сплавов системы Ni-Cr-B-Si является величина погонной энергии. Установлено, что в интервале 200...400 кДж/м обеспечивается равномерное распределение упрочняющих фаз в никелевой матрице и образование узкой (1030 мкм) зоны сплавления с основным металлом. Увеличение погонной энергии в указанном интервале повышает однородность и мелкодисперсность структуры оплавленных слоев, устраняются такие дефекты как трещины и поры.

3. При оплавлении покрытий на медной основе, применение лазерного излучения в качестве источника нагрева, позволяет избежать дополнительных технологических операций, а именно – предшествующего подогрева образцов и нанесения подслоя.

4. Результаты проведенных исследований могут быть использованы для получения износостойких и коррозионностойких покрытий на деталях из сталей и медных сплавов, применяемых в двигателестроении, машиностроительной, металлургической, полиграфической, химической и других отраслях промышленности.

Перечень ссылок

1. Газотермические покрытия из порошковых материалов. Справочник / [Борисов Ю. С., Харламов Ю. А., Сидоренко С. Л., Ардамовская Е. Н.]. – К. : Наукова думка, 1987. – 544 с.

2. Спиридонов Н.В. Влияние лазерной обработки на структуру и триботехнические свойства плазменных покрытий из самофлюсующихся сплавов / Спиридонов Н. В., Протасович В. А., Самодеева Т. И. // Порошковая металлургия. — 1988. — № 1. — С. 11–14.
3. Постников В. С. Формирование структуры в самофлюсующихся покрытиях на никелевой основе / Постников В. С., Временная Л. В. // Металловедение и термическая обработка металлов. — 1991. — № 3. — С. 5–8.
4. Клименов В. А. Исследование структуры и фазового состава плазменного покрытия на основе никелевого сплава после воздействия лазерного излучения / Клименов В. А., Первалова О. Б. // ФХИОМ. — 1996. — № 2. — С.68–77.
5. Новые материалы и технологии. Теория и практика упрочнения материалов в экстремальных процессах / [Папырин А. Н., Болотина Н. П., Боль А. А. и др.]; под ред. М. Ф. Жукова. — Новосибирск : Наука, 1992. — 200 с.

Поступила в редакцию

Установлено, що визначальним фактором при оплавленні газотермічних покриттів із самофлюсуючихся сплавів лазерним випромінюванням є величина погонної енергії, при збільшенні якої в діапазоні 200...400 кДж/м підвищується однорідність і дрібнодисперсність структури оплавлених шарів, усуваються дефекти.

It is established, that by the determining factor at a flashing off gasothermal coverings from самофлюсующихся alloys laser radiation, magnitude of running energy at which increase over the range 200...400 kJ/m uniformity and finely dispersiveness structures of the melted off layers raises is, defects are eliminated.

УДК 621.74.045

В. В. Наумик

ЗАГРЯЗНЕНИЕ ЖИДКОМЕТАЛЛИЧЕСКОГО КРИСТАЛЛИЗАТОРА В ПРОЦЕССЕ ЕГО ЭКСПЛУАТАЦИИ

Установлены причины и изучены закономерности загрязнения жидкометаллического кристаллизатора в процессе его эксплуатации при получении отливок из жаропрочных сплавов с направленной макроструктурой.

Вступление

В современных силовых агрегатах для авиационного и энергетического машиностроения используются литые турбинные лопатки с направленной и монокристаллической макроструктурой. В промышленных условиях такие отливки изготавливают на установках типа УВНК-8П.

Технологический процесс направленной кристаллизации состоит из порционной плавки жаропрочного сплава в вакууме, заливки его в предварительно подогретую керамическую форму, полученную по выплавляемым моделям, и формирования направленной структуры отливки за счет опускания формы с определенной скоростью в ванну жидкометаллического кристаллизатора.

К материалу жидкометаллического кристаллизатора предъявляется ряд требований [1], среди которых высокая теплопроводность, относительно низкая температура плавления, безвредность для жаропрочного сплава при случайном попадании в последний, достаточная инертность по отношению к материалу керамической формы и изложницы, в которой он находится. В настоящее время наиболее распространено применение в качестве жидкометаллического кристаллизатора алюминия высокой чистоты. В качестве материала изложницы, как правило, используют чугун.

Не смотря на достаточно хорошее соответствие алюминия как материала жидкометаллического кристаллизатора перечисленным требованиям, в процессе эксплуатации он неизбежно загрязняется, что приводит к резкому снижению его основного эксплуатационного свойства — теплопроводности [2, 3]. Среди возможных источников такого загрязнения — осыпание пыли и частиц с углеродно-композитных нагревателей устройства предварительного подогрева форм; возможное попадание в жидкометаллический кристаллизатор брызг при заливке расплава в форму; взаимодействие жидкого алюминия с материалами керамической формы, обмазки изложницы и самой изложницы; адсорбция жидким алюминием компонентов расплава, испаряющихся в ва-

кууме; и, наконец, попадание жаропрочного расплава в случае разрушения керамической формы.

Целью данного исследования было поставлено установить, чем именно, в основном, загрязняется алюминий жидкометаллического кристаллизатора в процессе эксплуатации, установить возможные причины и изучить закономерности такого загрязнения.

Методика исследований

Для достижения поставленной цели были отобраны пробы исходно чистого алюминия жидкометаллического кристаллизатора после каждой трех проведенных плавов вплоть до 39 циклов. Из отобранного материала были изготовлены образцы для проведения комплекса исследований, в том числе, для изучения с помощью сканирующего электронного микроскопа и проведения микроанализа.

Последние образцы изготавливались переплавом исследуемого материала в открытой мини-электropечи сопротивления, и заливкой его в специально изготовленный кокиль с формообразующей полостью заданного размера (60×60×20 мм). При этом, для исключения возможности попадания в материал опытного образца микропримесей из материала другой пробы, каждый раз для последующей плавки использовали новый алундовый тигель.

Исследования проводили на растровом электронном микроскопе при увеличениях ×2000-7000, поэлементный состав локальных областей определяли с помощью рентгеновского и волнового анализаторов потока отраженных электронов.

Полученные результаты и их обсуждение

В опытных образцах была обнаружена интерметаллидная фаза, содержащая в основном алюминий, никель, железо, реже кобальт и кремний в различных соотношениях, а также, углеродистые включения (рис. 1).

Проанализировав общие тенденции, можно отметить, что после первых 9 циклов проведенных плавов в алюминии жидкометаллического

кристаллизатора, кроме углеродистых включений, присутствовали фазы, содержащие только железо и кремний (рис. 2). Затем в составе интерметаллидной фазы появились также никель и кобальт (рис. 3).

По-видимому, кремнистые соединения образовывались в результате восстановления Si из SiO₂, входящего в состав обмазки изложницы и материала керамической формы при их взаимодействии с жидким алюминием при температурах до 1000...1200 °С в вакууме. Железо может попадать в жидкий алюминий в результате взаимодействия расплава с чугуной изложницей.

Крупные углеродистые и кремнийсодержащие (частицы керамики) включения, как более легкие, всплывают на поверхность алюминиевой ванны и образуют корку, которую на практике, после раскрытия вакуумной камеры, легко удаляют скребком, пока алюминий еще находится в жидком состоянии.

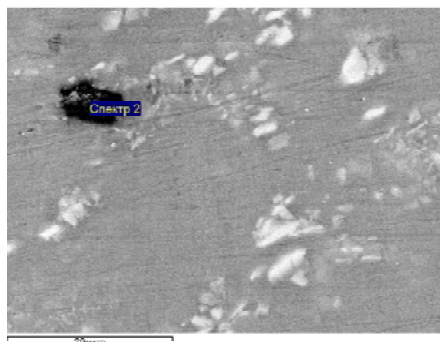
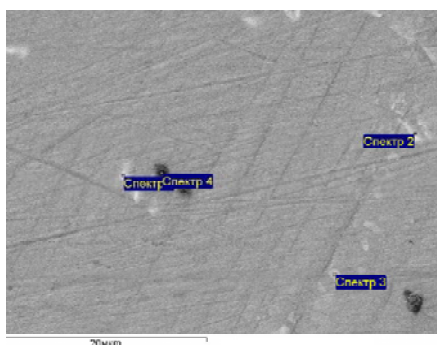


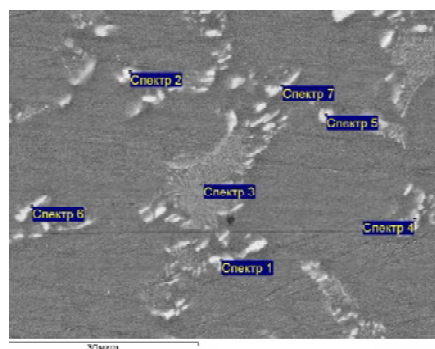
Рис. 1. Включение углерода в алюминии жидкометаллического кристаллизатора. Состав включения в весовых %: С – 99,16%, Al – 0,84%



Состав включений в весовых %

Спектр	C	Al	Fe	Si
Спектр 1		87,14	9,71	3,15
Спектр 2		90,49	6,87	2,64
Спектр 3		97,14	2,86	
Спектр 4	71,77	28,23		

Рис. 2. Фазы в алюминии жидкометаллического кристаллизатора после 9 циклов проведенных плавков



Состав включений в весовых %:

Спектр	Al	Ni	Fe	Co	Si
Спектр 1	77,43	20,56	2,01		
Спектр 2	75,93	11,89	9,23	1,51	1,43
Спектр 3	94,66	2,31	3,03		
Спектр 4	85,00	7,91	5,66	1,43	
Спектр 5	89,27	6,48	4,25		
Спектр 6	88,07	5,79	4,40		1,74
Спектр 7	88,10	7,06	4,84		

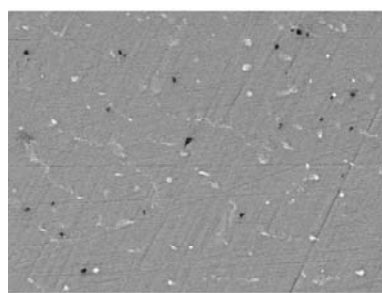
Рис. 3. Фазы в алюминии жидкометаллического кристаллизатора после 36 циклов плавков

Железо, никель и кобальт могли попадать в ванну жидкометаллического кристаллизатора в результате адсорбции расплавом алюминия их паров. Давление паров этих элементов при температурах ведения плавки (порядка 1600 °С) приблизительно одинаково [4], поэтому интенсивность испарения, а, следовательно, и адсорбции ванной жидкого алюминия должны быть пропорциональны их содержанию в жаропрочном сплаве, что и подтверждается составом образовавшихся интерметаллидных фаз. Однако, согласно диаграммам состояния Al-Ni, Al-Fe и Al-Co, образование интерметаллидных соединений невозможно при столь малых концентрациях примесных элементов, которые могут возникнуть при адсорбции их испарений. К тому же, как показал микроанализ, металлическая матрица алюминия оставалась чистой, твердые растворы не образовывались.

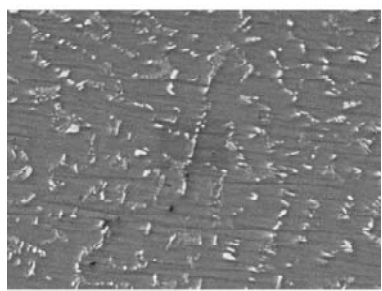
Эти металлы могли попадать в жидкий алюминий в результате протекания жаропрочного расплава в случае разрушения формы, или его разбрызгивания при заливке в литейную форму из печи в вакууме. Жаропрочный расплав, при попадании в жидкометаллический кристаллизатор, застывает, и, как более тяжелый, оседает на дно ванны. При этом происходит взаимодействие его поверхности с жидким алюминием при температурах порядка 1000...1200 °С, вблизи него возникают области расплава, пересыщенные примесными элементами, в результате чего и могут

возникать интерметаллидные фазы, по составу, также пропорциональные содержанию этих элементов в жаропрочном сплаве.

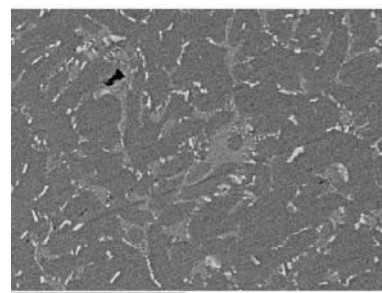
Очевидно, в промежутке между девятым и двенадцатым циклами плавки произошло непредвиденное попадание жаропрочного сплава в алюминий жидкометаллического кристаллизатора. При этом следует отметить, что, не смотря на скачкообразное изменение качественного состава выделяющихся интерметаллидных фаз, соответствующего изменения уровня теплофизических свойств не наблюдалось [2, 3]. Здесь решающую роль играло их общее количество, а не качественный состав.



9 циклов плавки



24 цикла плавки



36 циклов плавки

Рис. 4. Интерметаллидная фаза в алюминии жидкометаллического кристаллизатора после различного количества циклов переплава

В ходе дальнейших плавки продолжалось взаимодействие жидкого алюминия с поверхностью находящегося в нем жаропрочного сплава, в результате чего количество интерметаллидной фазы, выделяющейся при затвердевании алюминия жидкометаллического кристаллизатора по границам зерен, неизменно возрастало (рис. 4).

Выводы

Таким образом, можно сделать вывод, что причиной загрязнения жидкометаллического кристаллизатора в процессе его эксплуатации, в основном, является взаимодействие расплава алюминия с материалами формы, обмазки внутренней поверхности изложницы и самой изложницы. Также жидкий алюминий загрязняется в результате взаимодействия с поверхностью попадающего в него жаропрочного сплава.

В общем, следует отметить, что, полностью избежать загрязнения жидкометаллического кристаллизатора в ходе осуществления технологического процесса высокоскоростной направленной кристаллизации невозможно. Следовательно, замена, или освежение алюминия — материала жидкометаллического кристаллизатора, после некоторого количества циклов проведенных плавки, неизбежны. В этой ситуации важно контролировать степень загрязнения, а, следовательно, и снижения эксплуатационных свойств алюминиевого расплава с тем, чтобы вовремя произвести его обновление и не допустить нарушения теплового режима формирования направленной или монокристаллической структуры отливки.

Перечень ссылок

1. Монокристаллы никелевых жаропрочных сплавов / [Р. Е. Шалин, И. Л. Светлов, Е. Б. Качанов и др.]. — М. : Машиностроение, 1997. — 336 с.
2. Наумик В. В. Изменение теплофизических свойств жидкометаллического кристаллизатора в процессе его эксплуатации при вакуумном литье жаропрочных сплавов / В. В. Наумик // Проблемы трибологии. — 2006. — № 1. — С. 31–35.
3. Наумик В. В. Контроль теплофизических свойств жидкометаллического кристаллизатора по коэффициенту отражения / В. В. Наумик // Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні. — 2007. — №2. — С. 29–32.
4. Свойства элементов. Ч. 1. Физические свойства. Справочник. — М. : Металлургия. — 1976. — 600 с.

Поступила в редакцию 22.06.2009

Встановлено причини та досліджено закономірності забруднення рідкометалевого кристалізатора під час його експлуатації при отриманні виливків із жароміцних сплавів з спрямованою макроструктурою.

It is established the causes and investigated the ways of pollution the liquidmetal crystallizer at the exploitation by production of casts of heat-resistant alloys with straight macrostructure.

УДК 539.374.001.8.621.7 – 111

**В. В. Чигиринский, А. Я. Качан, Ю. С. Кресанов,
С. А. Андриющенко, В. В. Корниенко**

ОПРЕДЕЛЕНИЕ КОМПОНЕНТОВ ТЕНЗОРА НАПРЯЖЕНИЙ РЕАЛЬНОЙ ПЛАСТИЧЕСКОЙ СРЕДЫ

Разработана математическая модель процесса пластического формоизменения с использованием замкнутого решения теории пластичности. Показано влияние химического состава, деформационных, скоростных параметров процесса и температуры на напряженное состояние в процессе деформирования металла.

При изучении напряженного состояния пластической среды часто ограничиваются определением безразмерных значений напряженного состояния, например отношением нормального напряжения к пределу текучести [1-3]. При этом распределение реального предела текучести по очагу не исследуется, что во многом ограничивает возможности расчета. В настоящее время используются методы определения среднего предела текучести в зоне деформирования [4]. На основании экспериментальных данных, получены зависимости предела текучести от химического состава, степени, скорости деформации, температуры.

В работах [5-7] определена аналитически математическая модель пластической среды с использованием замкнутого решения плоской задачи теории пластичности. Показано, что поля напряжений, деформаций, скоростей деформаций и температур описываются одними координатными функциями. Появляется возможность решить задачу с учетом указанных выше факторов в каждой точке очага формоизменения.

Постановка задачи

Система уравнений теории пластичности [5] уравнения равновесия

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} = 0; \quad \frac{\partial \tau_{yx}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} = 0; \quad (1)$$

условие пластичности

$$(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 4 \cdot \tau_{xy}^2 = 4 \cdot k^2; \quad (2)$$

уравнения связи для скоростей деформаций и деформаций

$$\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2 \cdot \tau_{xy}} = \frac{\xi_x - \xi_y}{\gamma_{xy}} = F_1; \quad \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2 \cdot \tau_{xy}} = \frac{\varepsilon_x - \varepsilon_y}{\gamma_{xy}} = F_2; \quad (3)$$

уравнения несжимаемости для скоростей деформаций и деформаций

$$\xi_x + \xi_y = 0; \quad \varepsilon_x + \varepsilon_y = 0; \quad (4)$$

уравнения неразрывности скоростей деформаций и деформаций

$$\frac{\partial^2 \xi_x}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \xi_y}{\partial x^2} = \frac{\partial^2 \gamma_{xy}}{\partial y \partial x}; \quad \frac{\partial^2 \varepsilon_x}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \varepsilon_y}{\partial x^2} = \frac{\partial^2 \gamma_{xy}}{\partial y \partial x}; \quad (5)$$

уравнение теплопроводности

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a^2 \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) \quad (6)$$

Граничные условия для напряжений [6]

$$\tau_n = -k \cdot \sin[A\Phi - 2 \cdot \alpha] \quad (7)$$

или
$$\tau_n = \left(\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \cdot \sin 2 \cdot \alpha - \tau_{xy} \cdot \cos 2 \cdot \alpha \right).$$

Решение задачи

Используя уравнения (1), (2) после дифференцирования и преобразований получим обобщенное уравнение равновесия в виде [3]

$$\frac{\partial^2 \tau_{xy}}{\partial x^2} - \frac{\partial^2 \tau_{xy}}{\partial y^2} = 2 \cdot \frac{\partial^2}{\partial x \partial y} \sqrt{k^2 - \tau_{xy}^2}. \quad (8)$$

Условие (7) определяет зависимость

$$\tau_{xy} = k \cdot \sin A\Phi. \quad (9)$$

Для сложной пластической среды задача решается с учетом подстановки

$$k = C_\sigma \cdot (H_i)^{m_1} \cdot (\Gamma_i)^{m_2} \cdot (T)^{m_3} \cdot \exp \theta_4'. \quad (10)$$

Выражение (10) может быть составной частью решения (8), если его привести к виду, используя фундаментальную подстановку

$$k = C_\sigma \cdot \exp \theta_1' \cdot \exp \theta_2' \cdot \exp \theta_3' \cdot \exp \theta_4' = C_\sigma \cdot \exp \theta', \quad (11)$$

где $\theta' = \theta_1' + \theta_2' + \theta_3' + \theta_4'$, $\theta_1' = -A_1\theta$, $\theta_2' = -A_2\theta$,

$$\theta_3' = -A_3\theta, \quad \theta_4' = -A_4\theta$$

или $\theta' = (A_1 + A_2 + A_3 + A_4) \cdot \theta = A \cdot \theta$.

Сумма экспонент определяется тем, что производная сложной функции представляется в виде

суммы производных зависимых величин. После подстановки в обобщенное уравнение равновесия [8], получим

$$\left\{ \theta'_{xx} + (\theta'_x + A\Phi_y)' - \theta'_{yy} - (\theta'_y - A\Phi_x)' + 2A\Phi_{xy} \right\} \times \sin(A\Phi) + \left\{ 2(\theta'_x + A\Phi_y)(A\Phi_x - \theta'_y) + A\Phi_{xx} - A\Phi_{yy} - 2\theta'_{xy} \right\} \times \cos(A\Phi) = 0, \quad (12)$$

где $\theta_x, \theta_y, \theta_{xy}$ – производные от суммарного показателя экспоненты по координатам x, y и смешанная производная xy ;

$\theta'_1, \theta'_2, \theta'_3, \theta'_4$ – составляющие показателя экспоненты θ' , учитывающие влияние скорости, степени деформации, температуры, контактного трения и фактора формы.

Для тождественного удовлетворения уравнения (12) должно выполняться условие $\theta'_x = -A\Phi_y, \theta'_y = A\Phi_x$.

Используя (3)...(5), в работах [9, 10] приведено решение деформационной задачи. Показано, что в составляющих тензоров напряжений, скоростей деформаций, деформаций и температур присутствуют одинаковые координатные функции θ и Φ . В этом случае имеем

$$\xi_x = -\xi_y = C_\xi \cdot \exp \theta'_1 \cdot \cos B_1\Phi = C_\xi \cdot \exp(-B_1\theta) \cdot \cos B_1\Phi, \\ \gamma_{xy} = C_\xi \cdot \exp \theta'_1 \cdot \sin B_1\Phi = C_\xi \cdot \exp(-B_1\theta) \cdot \sin B_1\Phi, \quad (13)$$

$$H_i = 2 \cdot C_\xi \cdot \exp \theta'_1 = 2 \cdot C_\xi \cdot \exp(-B_1\theta),$$

$$\varepsilon_x = -\varepsilon_y = C_\varepsilon \cdot \exp \theta'_2 \cdot \cos B_2\Phi = C_\varepsilon \cdot \exp(-B_2\theta) \cdot \cos B_2\Phi,$$

$$\gamma_{xy} = C_\varepsilon \cdot \exp \theta'_2 \cdot \sin B_2\Phi = C_\varepsilon \cdot \exp(-B_2\theta) \cdot \sin B_2\Phi,$$

$$\tilde{A}_i = 2 \cdot C_\varepsilon \cdot \exp \theta'_2 = 2 \cdot C_\varepsilon \cdot \exp(-B_2\theta), \quad (14)$$

где $\xi_x, \xi_y, \gamma_{xy}$ и $\varepsilon_x, \varepsilon_y, \gamma_{xy}$ – линейные и сдвиговые составляющие тензоров скоростей деформаций и деформаций;

B_1, B_2 – постоянные, характеризующие скоростью и деформационный параметры в полях скоростей деформаций и деформаций;

θ'_1, θ'_2 – показатели экспоненты, зависящие от координат очага деформации, характеризующие распределение скорости деформации и деформации в зоне течения;

C_ξ, C_ε – постоянные, определяемые граничными и очевидными условиями очага деформации для скоростных и деформационных параметров;

H_i, \tilde{A}_i – интенсивности скорости и степени деформации сдвига.

Из решений задачи следует [10, 11], что показатели экспонент

$$\theta''_1 = -B_1\theta, \theta''_2 = -B_2\theta.$$

Используя уравнение теплопроводности, для стационарной температурной задачи (6) имеет решение в виде [7]

$$T = \exp(\theta'_3) \cdot (C'_T \sin B_3\Phi + C''_T \cos B_3\Phi), \quad (15)$$

где θ'_3 – показатель экспоненты, зависящий от координат очага деформации, характеризующий распределение температуры по зоне течения; B_3 – постоянная, характеризующая температурный фактор в очаге деформации.

Для температурной задачи

$$\theta''_3 = -B_3\theta.$$

Это позволяет деформационные параметры и температуру математически выразить через единую функцию. Таким образом,

$$\exp(-\theta) = \left(\frac{H_i}{2 \cdot C_\xi} \right)^{\frac{1}{B_1}} = \left(\frac{\tilde{A}_i}{2 \cdot C_\varepsilon} \right)^{\frac{1}{B_2}} = \left(\frac{T}{(C'_T \sin B_3\Phi + C''_T \cos B_3\Phi)} \right)^{\frac{1}{B_3}}.$$

Подставляя $\exp(-\theta)$ в выражение (11) для сопротивления деформации k , получим после упрощений

$$k = C_\sigma \cdot (H_i)^{B_1} (\tilde{A}_i)^{B_2} (T')^{B_3} \cdot \exp \theta'_4,$$

где C_σ – постоянная величина, куда вошли значения C_ξ, C_ε . При этом

$$T' = \frac{T}{(C'_T \sin B_3\Phi + C''_T \cos B_3\Phi)}.$$

Принимая

$$m_1 = \frac{A_1}{B_1}, m_2 = \frac{A_2}{B_2}, m_3 = \frac{A_3}{B_3}, \text{ имеем}$$

$$k = C_\sigma \cdot (H_i)^{m_1} (\tilde{A}_i)^{m_2} (T')^{m_3} \cdot \exp \theta'_4.$$

Выражение получено аналитически и фактически совпадает с (10). Значения H_i, \tilde{A}_i, T' , входящие в (10) принимаются для каждой точки очага деформации и являются переменными величинами. В литературе известны аналогичные модели, но полученные на основании экспериментальных исследований в условиях однородного напряженного и деформированного состояний. Для разных марок стали предел текучести σ_o в зависимости от интегральных параметров: скорости деформации U , степени деформации

ε , температуры T , имеет вид

$$\sigma_o = S \cdot \sigma_o \cdot U^a \cdot (10 \cdot \varepsilon)^b \cdot \left(\frac{T_o}{1000} \right)^c, \quad (16)$$

где σ_o – базовое напряжение текучести для конкретной марки стали; S – поправочный коэффициент; U – среднее значение скорости деформации; ε – среднее значение относительной деформации; T_o – среднее значение температуры в очаге деформации.

Анализ показывает, что выражение (10) можно упростить, если принять напряженное и деформированное состояние однородным. Это имеет место при отсутствии контактного трения. В этом случае, при подстановке в (10) значений из (13)...(15) и $C_T' = 0$ с учетом $A\Phi = \theta' = 0$, получим

$$k = C_\sigma \cdot (2 \cdot C_{\sigma 1} \cdot C_\xi)^{m_1} \cdot (2 \cdot C_{\sigma 2} \cdot C_\varepsilon)^{m_2} \cdot (C_{\sigma 3} \cdot C_T'')^{m_3}. \quad (17)$$

Из граничных условий можно получить

$$C_\sigma = \frac{k_o}{\exp \theta_o \cdot \cos A\Phi_o},$$

где k_o – сопротивление сдвига на контакте в крайней точке очага деформации; $\theta_o, A\Phi_o$ – значения функций θ и $A\Phi$ в крайних точках очага деформации. Выражение (17) структурно аналогично (16). Следовательно

$$k_o = \frac{S \cdot \sigma_o}{\sqrt{3}}, \quad 2 \cdot C_{\sigma 1} \cdot C_\xi = U, \quad 2 \cdot C_{\sigma 2} \cdot C_\varepsilon = 10\varepsilon,$$

$$C_{\sigma 3} \cdot C_T'' = \frac{T_o}{1000}, \quad m_1 = a, \quad m_2 = b, \quad m_3 = c.$$

Следует подчеркнуть, что U, ε, T_o средние величины по очагу деформации. Определение постоянных величин $C_\xi, C_\varepsilon, C_T''$ можно уточнить. Действительно, среднее значение интенсивности скорости деформации сдвига в зоне течения.

Выражение (16) в данном случае используется, как своеобразное граничное условие для определения постоянных значений в (10). Величина k , с учетом всех изменений, принимает вид

$$k = \frac{S \cdot \sigma_o}{\sqrt{3} \cdot \exp \theta_o \cdot \cos A\Phi_o} \cdot (U \cdot \alpha_\xi)^a \times (10 \cdot \varepsilon \cdot \alpha_\varepsilon)^b \cdot \left(\frac{T}{1000} \cdot \alpha_T \right)^c \cdot \exp \theta_4', \quad (18)$$

где $\alpha_\xi = \frac{\exp(-\theta_1'')}{I_1}, \quad \alpha_\varepsilon = \frac{\exp(-\theta_2'')}{I_2},$

$$\alpha_T = \frac{\exp(-\theta_3'')}{I_3}.$$

Используя выражение (18) и (9), из уравнений равновесия можно получить формулы для определения нормальных напряжений σ_x и σ_y , действительно

$$\sigma_x = k' \cdot \exp \theta_4' \cdot \cos(A\Phi) + \sigma_o + f(y) + C,$$

$$\sigma_y = -k' \cdot \exp(-A_4'\theta) \cdot \cos(A\Phi) + \sigma_o + f(x) + C,$$

$$\tau_{xy} = k' \cdot \exp \theta_4' \cdot \sin A\Phi, \quad (19)$$

где

$$k' = \frac{S \cdot \sigma_o}{\sqrt{3} \cdot \exp \theta_o \cdot \cos A\Phi_o} \cdot (U \cdot \alpha_\xi)^a \cdot (10 \cdot \varepsilon \cdot \alpha_\varepsilon)^b \times \left(\frac{T}{1000} \cdot \alpha_T \right)^c,$$

при этом $\theta_x' = -A\Phi_y, \theta_y' = A\Phi_x$.

Значение k' является переменной величиной и при коэффициенте трения $f = 0$, $\alpha_\xi = \alpha_\varepsilon = \alpha_T = 1$, $\exp \theta_o = 1$, $\cos A\Phi_o = 1$, k' практически определяется формулой Андреюка-Тюленева (16). Следует отметить, что соотношения Коши-Римана определяют тип функций θ и $A\Phi$, которые являются гармоническими, удовлетворяющие уравнению Лапласа. В этом случае имеем

$$A\Phi = AA_6 \cdot x \cdot y, \quad \theta' = -\frac{1}{2} \cdot AA_6 (x^2 - y^2). \quad (20)$$

Используя выражения (18)...(20) были подсчитаны напряжения при разных значениях коэффициента трения, фактора формы, степени, скорости деформации, температуры для разных марок стали. Из рис. 1, 2 видно, что решение реагирует на коэффициент трения и фактор формы как для нормальных, так и касательных напряжений, плавно переходящих через ноль в области нейтральной оси на контакте.

На рис. 3 показано распределение напряжений при различной степени деформации для стали 3 сп. Анализ показывает, что марка стали и величина обжатия ε изменяют характер распределения напряжений в зоне течения металла.

Для той же марки стали получено распределение напряжений на контакте при разных скоростях деформации, рис. 4. Как и для деформаций, распределение напряжений в очаге деформации во многом определяется скоростными параметрами процесса.

При горячей обработке температурный фактор во многом является определяющим, в значительной степени он характеризует распределение напряжений в объеме деформируемого материала, рис. 5. Разные марки стали представлены на рис. 6.

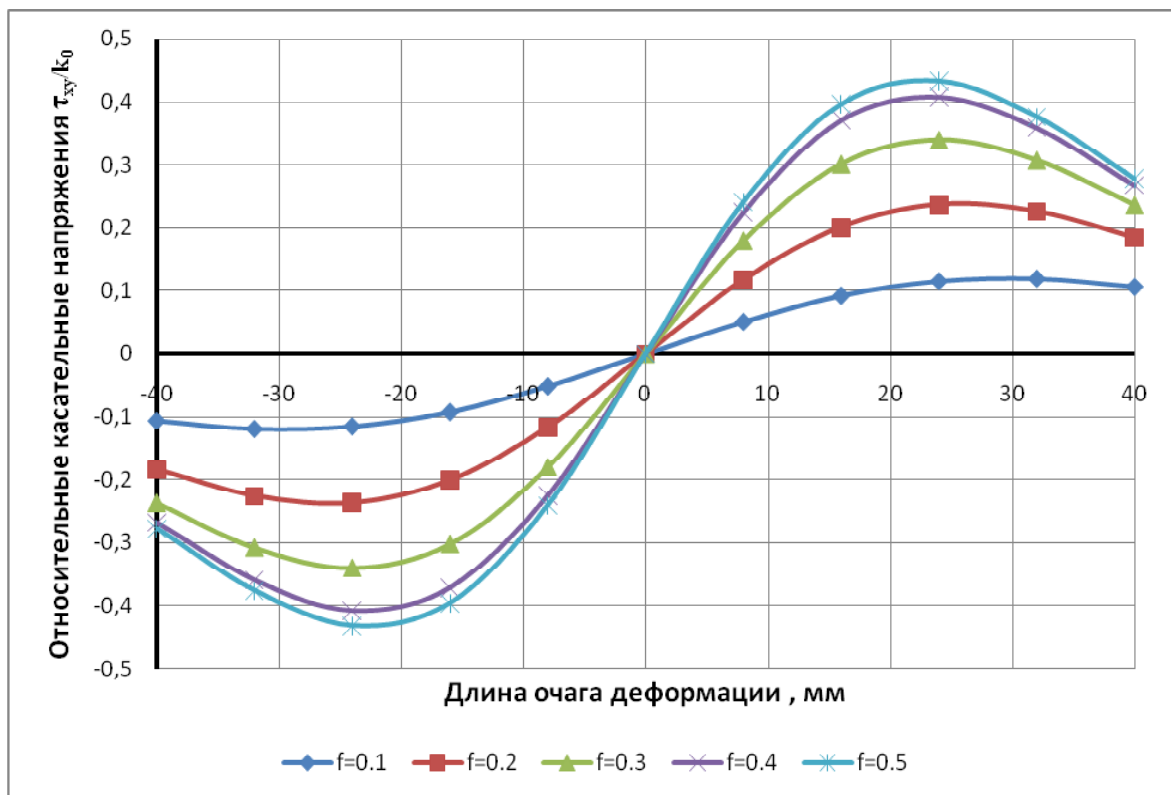
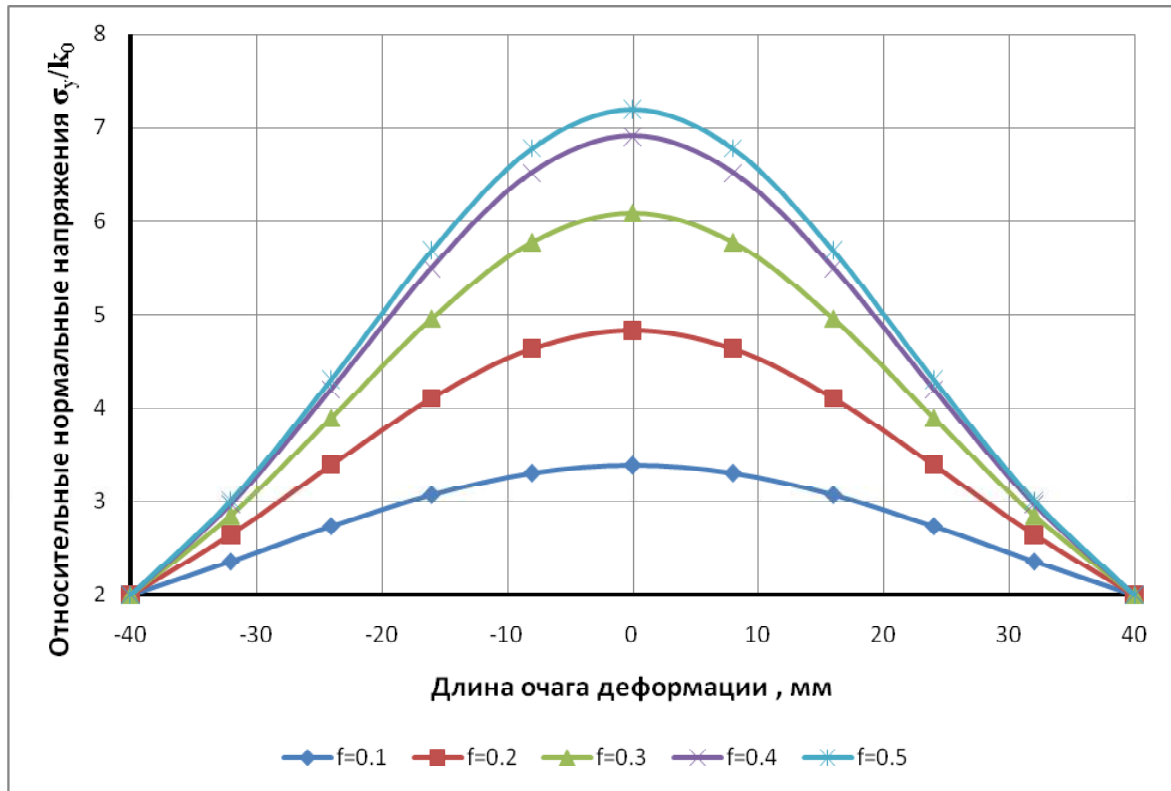


Рис. 1. Распределение нормальных и касательных напряжений на контакте в зависимости от коэффициента трения при $l/h = 5$ $f = 0,1...0,5$

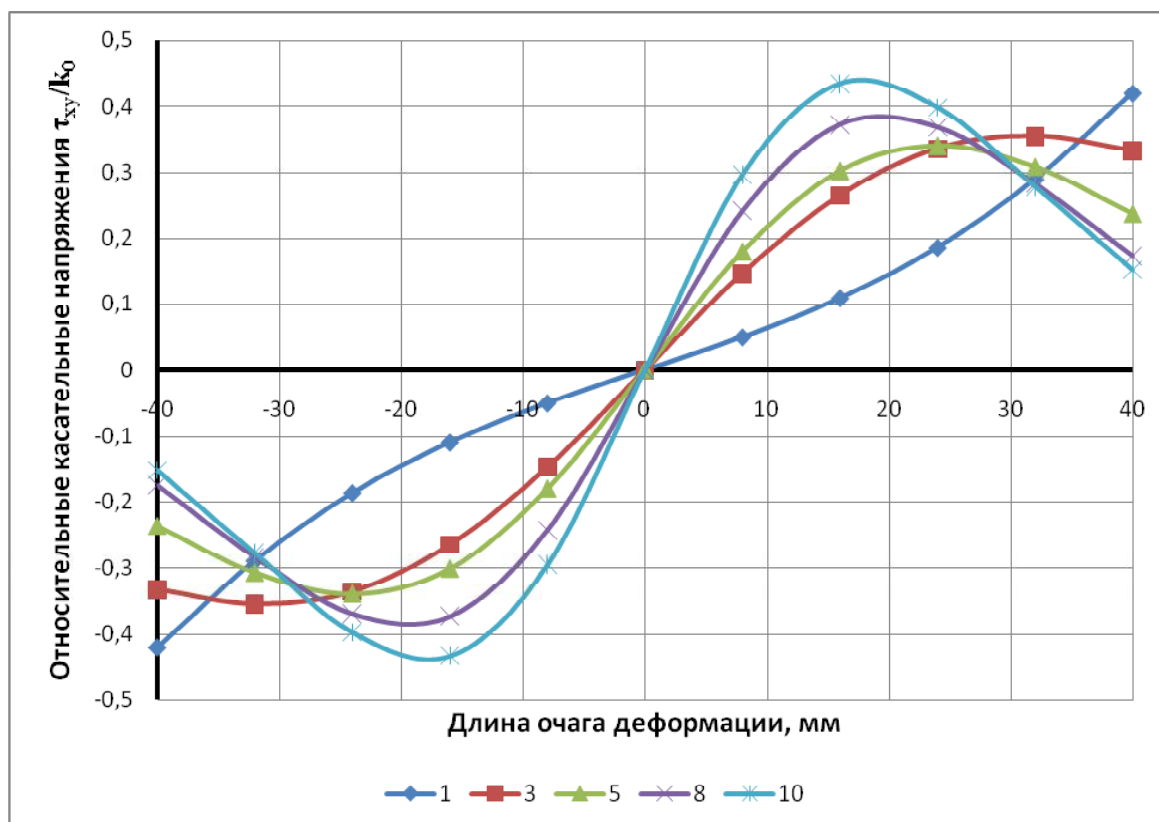
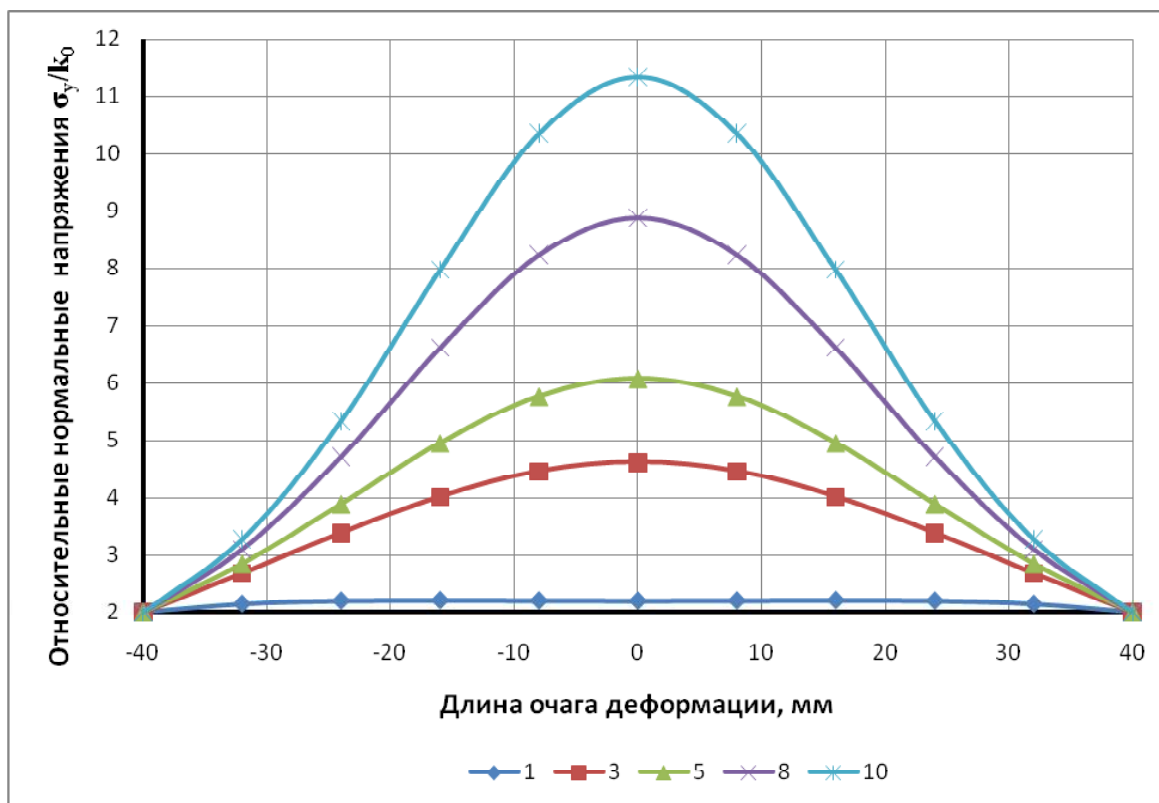


Рис. 2. Распределение нормальных и касательных напряжений на контакте в зависимости от фактора формы $l/h = 1, 3, 5, 8, 10$ при $f = 0,3$

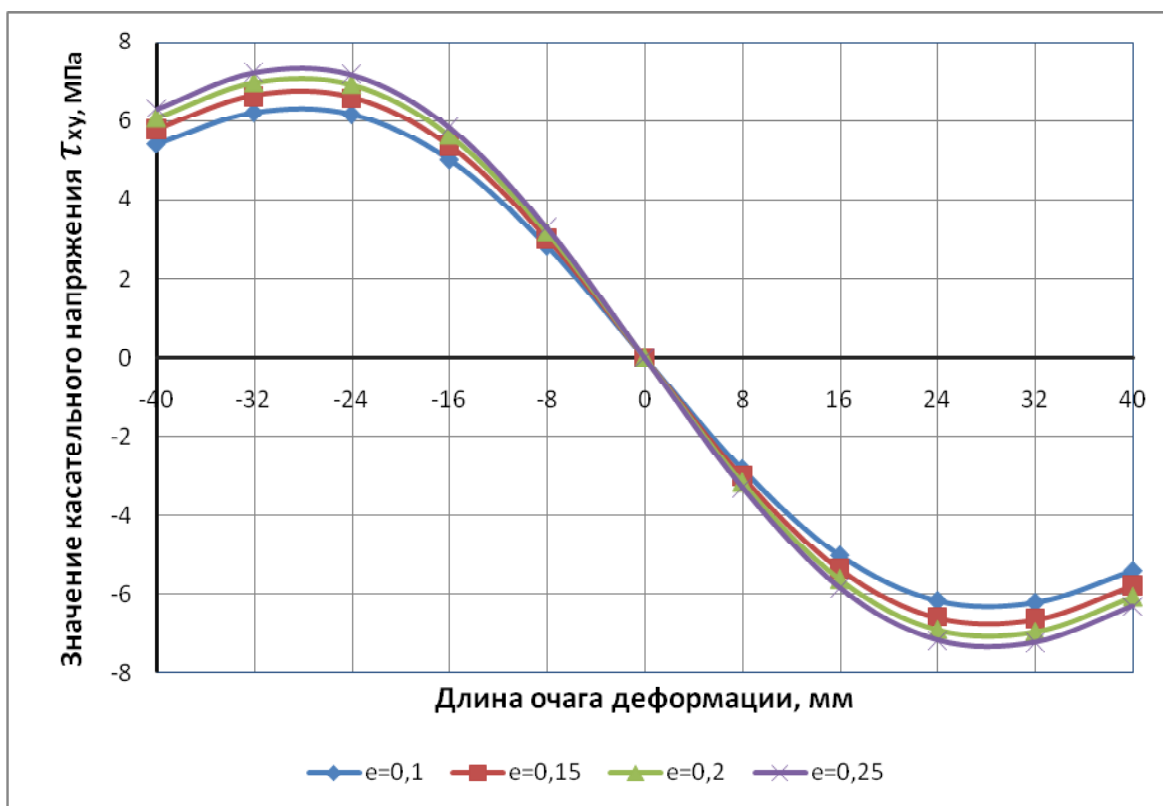
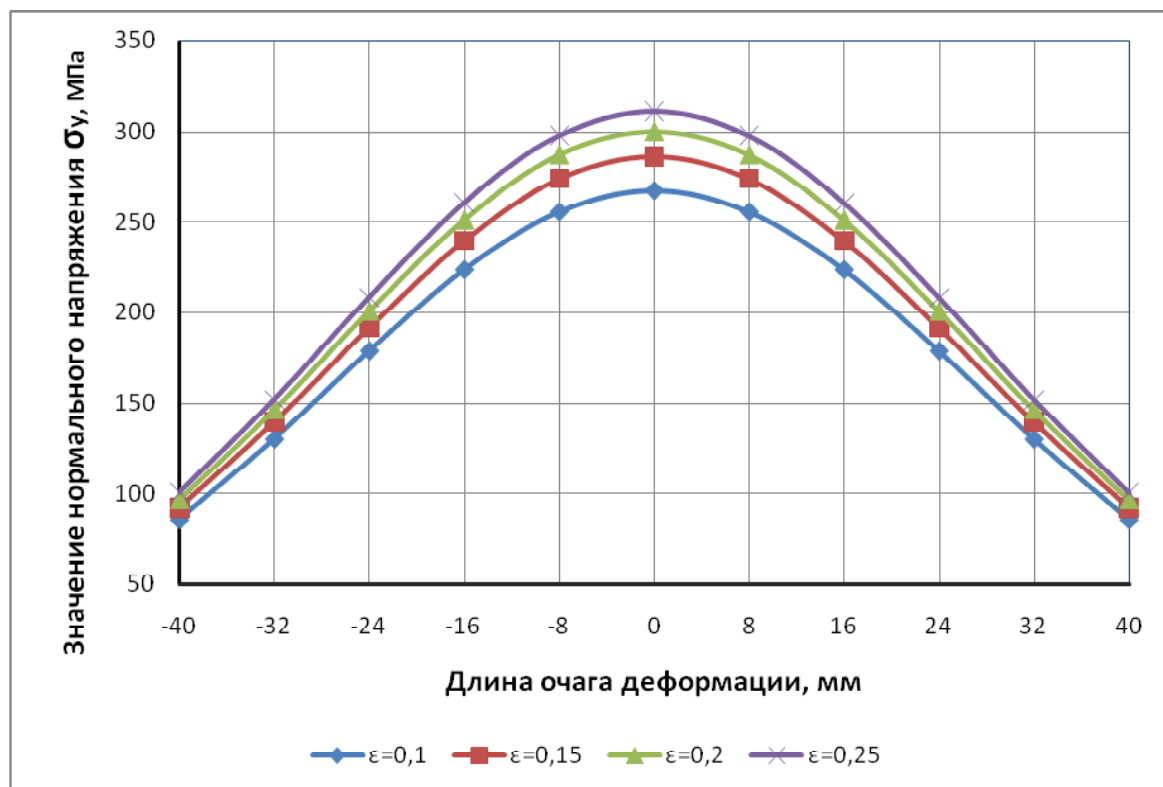


Рис. 3. Распределение нормальных и касательных напряжений на контакте в зависимости от степени деформации при $f = 0,3$, $l/h = 5$, $U =$, $T = 1000$ °C

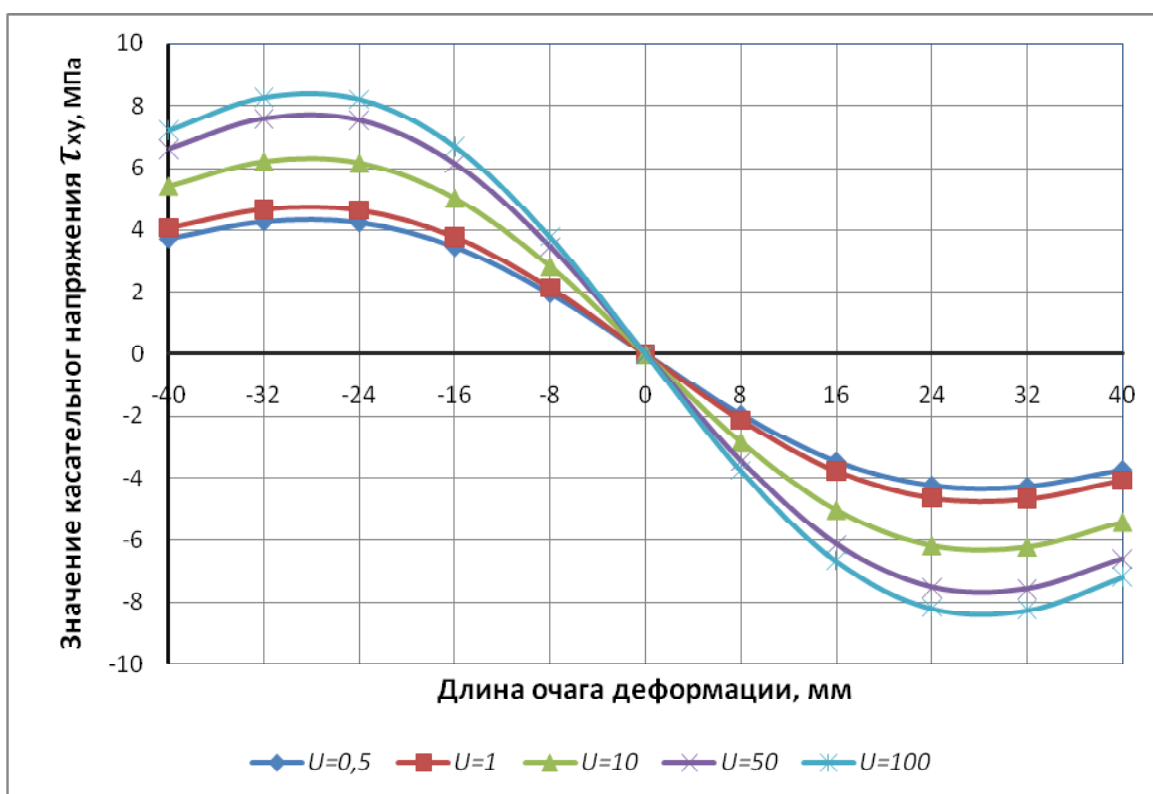
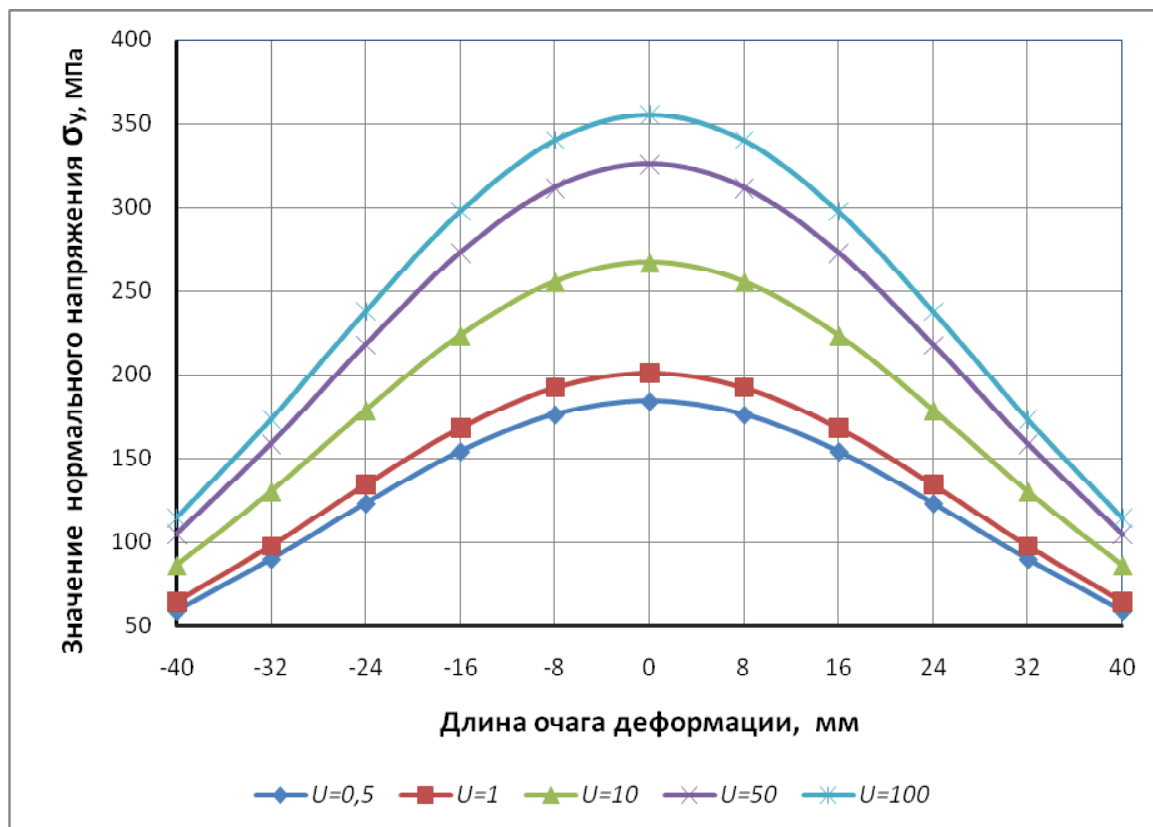


Рис. 4. Распределение нормальных и касательных напряжений на контакте в зависимости от скорости деформации U при $f=0,3$, $l/h=5$, $\epsilon=0,1$, $T=1000$ °C

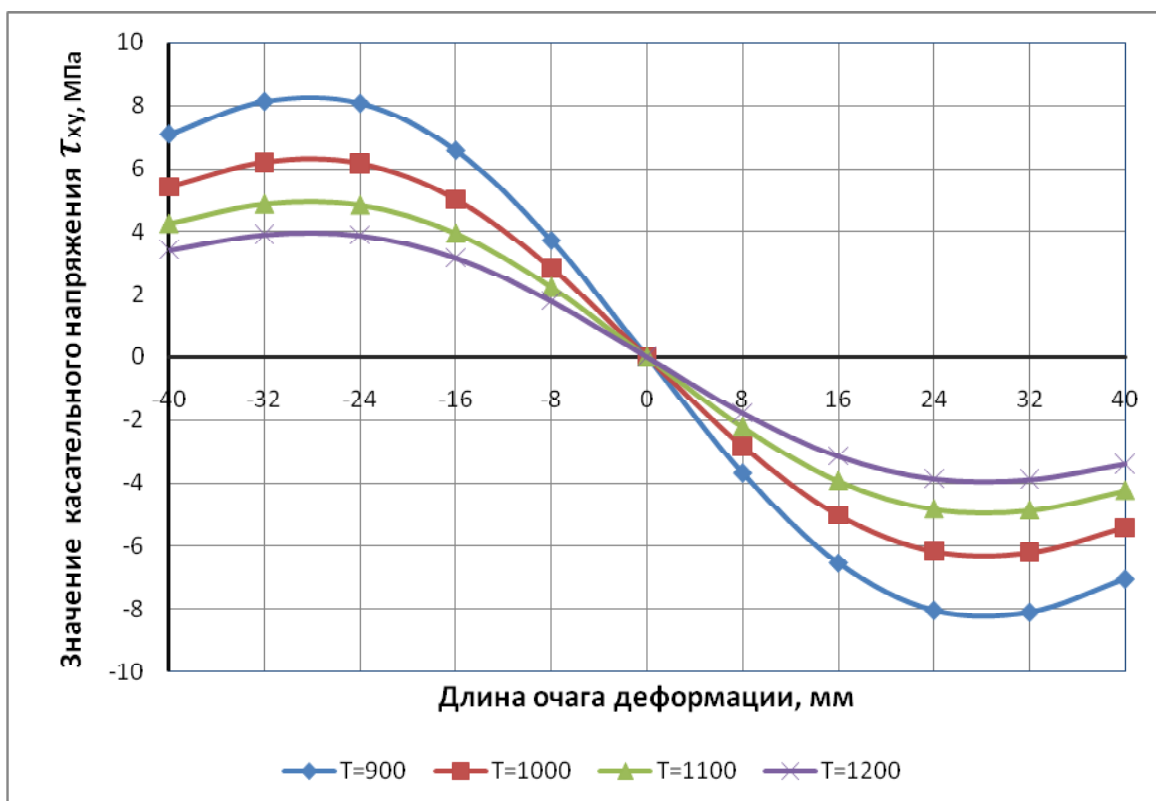
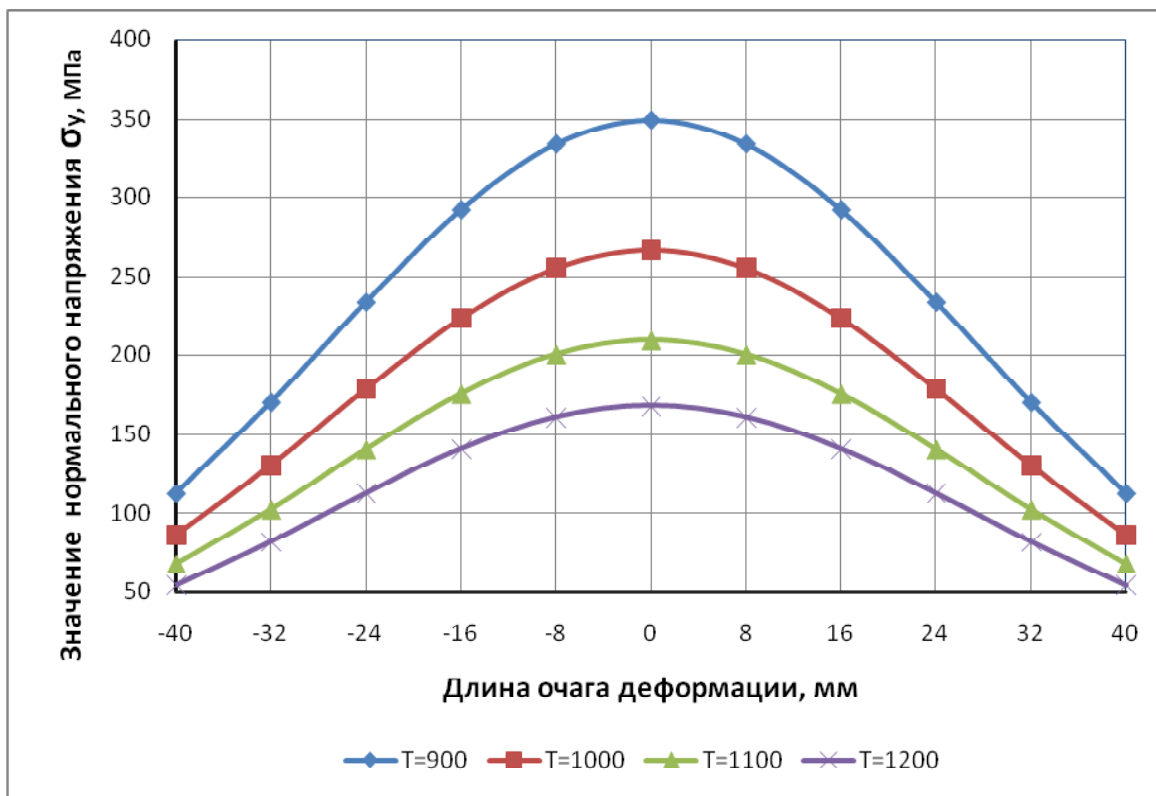


Рис. 5. Распределение нормальных и касательных напряжений на контакте при $f = 0,3$, $l/h = 5$, $U = 10c^{-1}$, $\epsilon = 0,1$

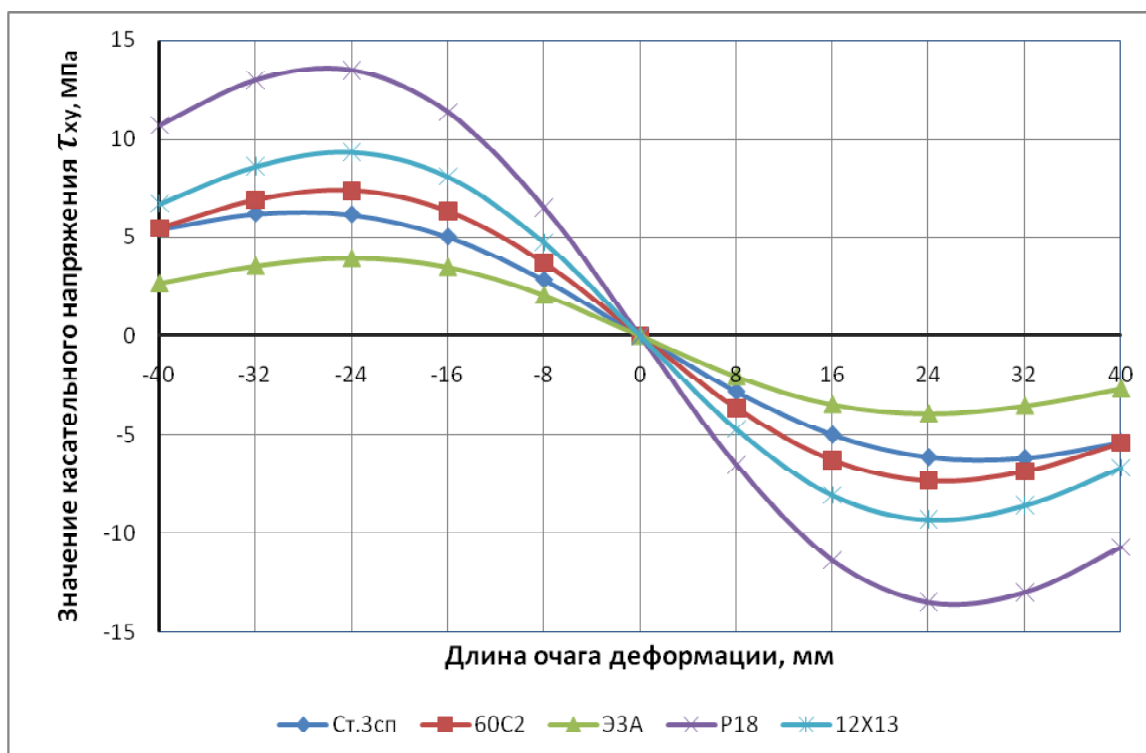
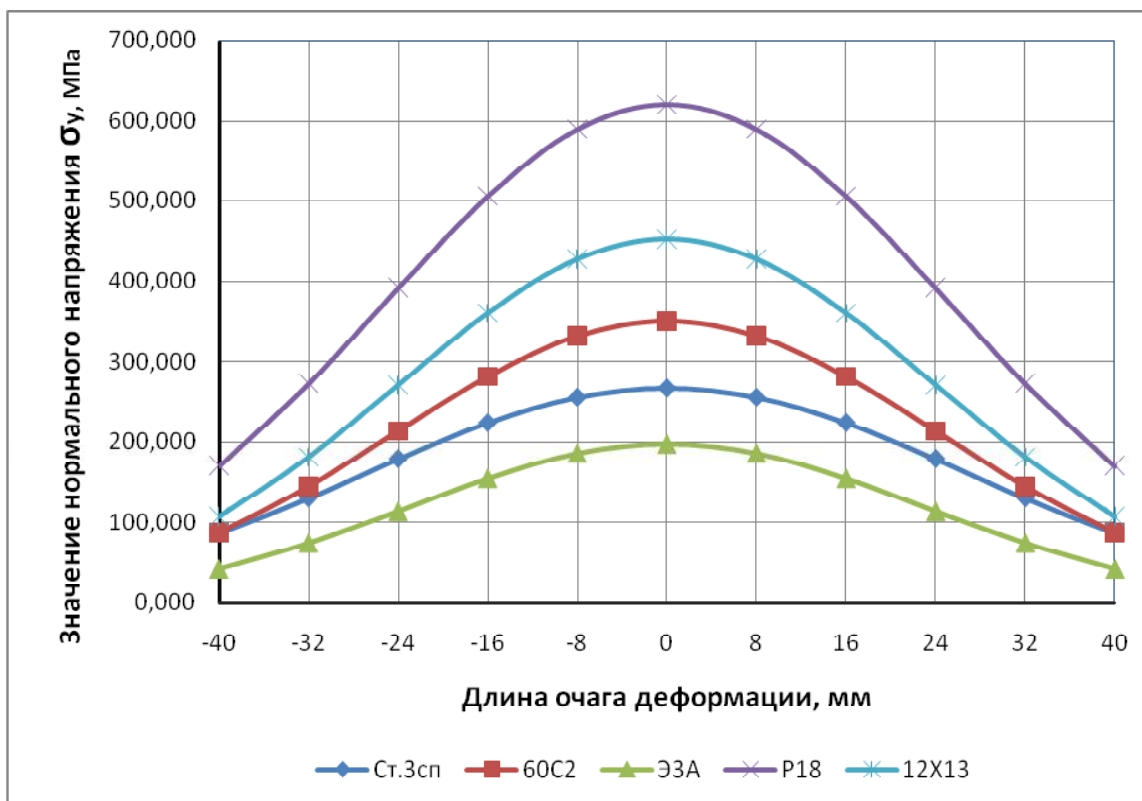


Рис. 6. Распределение нормальных и касательных напряжений на контакте для разных марок стали при $f = 0,3$, $l/h = 5$, $\varepsilon = 0,1$, $U = 10 \text{ с}^{-1}$, $T = 1000 \text{ }^\circ\text{C}$

Расчеты приведены для осадки на шероховатых плитах. Предложенный метод решения задач справедлив для любого способа обработки металлов давлением. Отличие заключается в граничных условиях.

Выводы

Представленные решения позволяют сделать ряд следующих выводов:

1. На базе решения замкнутой задачи теории пластичности, аналитически получена модель сложной пластической среды, которая подтверждается экспериментальными данными других авторов.

2. Сопоставление аналитической и экспериментальной моделей позволило перейти от усредненного значения предела текучести в зоне течения к его распределению, отсюда распределению компонентов напряжений для реальной пластической среды.

3. Полученные выражения качественно и количественно верно отражают влияние большого количества факторов процесса на напряженное состояние реальной пластической среды.

Перечень ссылок

1. Громов Н.П. Теория обработки металлов давлением / Н. П. Громов. – М. : Металлургия, 1978. – 359 с.
2. Сторожев М. В. Теория обработки металлов давлением / М. В. Сторожев, Е. А. Попов. – М. : Машиностроение, 1977. – 422 с.
3. Смирнов В. С. Теория прокатки / В. С. Смирнов. – М. : Металлургия, 1967. – 460 с.
4. Соколов Л. Д. Влияние разности температур по сечению полосы на неравномерность деформации / Л. Д. Соколов // Сталь. – 1947. – № 10. – С. 51–53.

5. Чигиринский В. В. Некоторые особенности теории пластичности применительно к процессам ОМД / В. В. Чигиринский // Тр. науч.-техн. конф. «Теория и технология процессов пластической деформации-96». – М. : МИСиС, 1997. – С. 568–572.
6. The Influence of the Temperature Factor on Deformability of the Plastic Medium / [V. V. Chygyryns'kyu, I. Mamuzic, F. Vodopivec, I. V. Gordienro] // Metalurgija. Zagreb. – 2006. – Vol. 45, br. 2. – P. 115–118.
7. Чигиринский В.В. Исследование влияния пространственных параметров деформированного объема на сопротивление пластической деформации сдвига / В. В. Чигиринский // Теория и практика металлургии. – 1997. – № 3. – С. 31–32.
8. Чигиринский В.В. Теоретическое прогнозирование модели пластической среды в условиях сложного напряженного состояния / Чигиринский В.В., Бергеман Г.В. // Технологические системы «Научные разработки и результаты исследований». – 2002. – № 2(13). – С. 44–47.
9. Чигиринский В. В. Аналитическое определение напряжений и скоростей деформаций реального очага деформации применительно к процессам обработки металлов давлением / Чигиринский В.В. // 36. наук. праць «Проблеми обчислювальної механіки і міцності конструкцій». – Д. : Навчальна книга, 1998. – Т. 3. – С. 130–145.
10. Чигиринский В. В. Деформационная модель пластической среды с учетом температурного фактора / Чигиринский В. В., Гордиенко В. И. // Вестник национального технического университета Украины «Киевский политехнический институт» (Машиностроение). – 2002. – № 43. – С. 11–13.

Поступила в редакцию 15.06.2009

Розроблено математичну модель процесу пластичної формозміни з використанням замкнутого рішення теорії пластичності. Показаний вплив хімічного складу, деформаційних, швидкісних параметрів процесу й температури на напружений стан у процесі деформування металу.

The mathematical model of process of plastic deformation with use of the closed decision of the theory of plasticity is developed. The shown influence of a chemical compound, deformation, high-speed parameters of process and temperature on an intense camp in the course of metal deformation.

УДК 669.245

М. Р. Орлов, В. А. Поклад

ОЦЕНКА НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ МОНОКРИСТАЛЛИЧЕСКОЙ ОТЛИВКИ ОХЛАЖДАЕМОЙ ТУРБИННОЙ ЛОПАТКИ И ВЫБОР РЕЖИМА РЕЛАКСАЦИОННОГО ОТЖИГА

Выполнена оценка напряженно-деформированного состояния монокристаллической отливки турбинной лопатки из жаропрочного никелевого сплава ЖС26-ВИ после направленной кристаллизации и последующего охлаждения в приближении полого металлического цилиндра с керамическим стержнем внутри. На основании экспериментальных данных по исследованию процесса релаксации монокристаллических образцов сплава ЖС26-ВИ предложен режим релаксационного отжига отливок турбинных лопаток.

В процессе остывания монокристаллической отливки охлаждаемой турбинной лопатки после направленной кристаллизации жаропрочного никелевого сплава происходит усадка металла, определяемая величиной линейного коэффициента температурного расширения сплава и температурой охлаждения отливки.

Наличие внутри отливки керамического стержня, оформляющего внутреннюю полость лопатки и имеющего меньшую величину линейного коэффициента температурного расширения, приводит к возникновению термических напряжений – растягивающих в металле и сжимающих в керамике. Величина термических напряжений в отливке определяется соотношением значений модуля упругости E металла и керамики, а также температурой охлаждения отливки относительно температуры солидус T_S .

Напряженно-деформированное состояние отливки (НДС) приводит к замедленному разрушению жаропрочного сплава в процессе вылеживания лопаток до удаления керамических стержней в тонких сечениях вихревой охлаждаемой матрицы, а также образованию хрупких технологических (водородных) трещин в процессе макротравления лопаток и гидротермического выщелачивания керамики [1, 2].

Задачей настоящей работы является оценка НДС монокристаллического жаропрочного сплава ЖС26-ВИ в составе охлаждаемой лопатки после направленной кристаллизации и определение условий релаксационного отпуска.

Определение НДС монокристаллического сплава ЖС26-ВИ в охлаждаемой турбинной лопатке в приближении полого цилиндра с керамическим стержнем

Для оценки НДС монокристаллического сплава ЖС26-ВИ в охлаждаемой турбинной лопатке с керамическим стержнем внутри, рассмотрим зону

входной кромки пера, имеющую цилиндрическую форму – охлаждаемый канал радиусом R_1 и наружную цилиндрическую поверхность радиусом R_2 .

Упрощенную модель входной кромки лопатки можно представить в виде полого цилиндра с внутренним радиусом $R_1 = 1,2$ мм и наружным радиусом $R_2 = 2,1$ мм из монокристаллического сплава ЖС26-ВИ с аксиальной кристаллографической ориентировкой [001] и керамическим стержнем из корунда (Al_2O_3) внутри. При охлаждении отливки в процессе направленной кристаллизации в момент достижения температуры солидус ($T_S = 1345$ °С, [3]) металл и керамика находятся в равновесии – все компоненты тензора напряжений в зоне контакта, как для жаропрочного сплава, так и для корундового стержня равны нулю. При дальнейшем охлаждении отливки на границе контакта металл – керамика возникают термические напряжения, обусловленные различием свойств материалов. В рассматриваемом случае необходимо определить НДС металла со стороны керамического стержня при нормальной температуре в процессе вылеживания лопатки, или при температуре автоклавного гидротермического выщелачивания керамики ($T_A = 390$ °С).

В связи с тем, что задача расчета НДС в предложенной модели связана с неоднородностью свойств материалов, рассмотрим решение для каждого материала отдельно, предположив согласованность граничных условий на их общей границе, т. е. равенство нормальных напряжений на границе со стороны металла и керамики и равенство координат внутренней поверхности металлического цилиндра и поверхности керамического стержня.

Воспользуемся известными решениями [4, 5] для НДС бесконечного полого цилиндра. В цилиндрической системе координат формулы для

расчета радиальных $\sigma_{rr}(r)$ и тангенциальных $\sigma_{\varphi\varphi}(r)$ напряжений в зависимости от внутреннего (P_1) и внешнего (P_2) давления имеют вид:

$$\sigma_{rr}(r) = \frac{(P_2 - P_1)R_1^2 R_2^2}{R_2^2 - R_1^2} \frac{1}{r^2} + \frac{P_1 R_1^2 - P_2 R_2^2}{R_2^2 - R_1^2}, \quad (1)$$

$$\sigma_{\varphi\varphi}(r) = -\frac{(P_2 - P_1)R_1^2 R_2^2}{R_2^2 - R_1^2} \frac{1}{r^2} + \frac{P_1 R_1^2 - P_2 R_2^2}{R_2^2 - R_1^2}, \quad (2)$$

где R_1 и R_2 – радиусы внутренней и наружной поверхности цилиндра, r – координата рассматриваемой точки.

Радиальные перемещения в полом цилиндре определяются [5]:

$$u_{rr}(r) = \frac{1}{E} \left[\begin{aligned} &-(1+\nu) \frac{(P_2 - P_1)R_1^2 R_2^2}{R_2^2 - R_1^2} \frac{1}{r} + \\ &+ \frac{P_1 R_1^2 - P_2 R_2^2}{R_2^2 - R_1^2} (1 - \nu - 2\nu^2)r \end{aligned} \right], \quad (3)$$

где E – модуль Юнга, ν – коэффициент Пуассона.

Найдем размеры керамического и металлического цилиндров при температуре автоклавного выщелачивания керамики T_A , «вынув» один из другого. Известно, что выражения для определения термических деформаций ϵ_{rr} и перемещений u_{rr} в цилиндрической системе координат имеют следующий вид:

$$\epsilon_{rr} = \alpha(T_2 - T_1) = \alpha\Delta T, \quad (4)$$

$$u_{rr} = \int_0^r \alpha\Delta T dr = \alpha\Delta T r, \quad (5)$$

где T_1 – начальная, а T_2 – конечная температура; α – линейный коэффициент температурного расширения материала.

Радиус керамического стержня R_{C1} при температуре выщелачивания можно определить из условия:

$$R_{C1} = R_1 + u_{Crr}(R_1) = R_1(1 + \alpha_C \Delta T), \quad (6)$$

аналогично и размеры R_{M1} и R_{M2} металлического полого цилиндра:

$$R_{M1} = R_1(1 + \alpha_M \Delta T); \quad (7)$$

$$R_{M2} = R_2(1 + \alpha_M \Delta T), \quad (8)$$

где α_C и α_M – линейные коэффициенты температурного расширения керамики и жаропрочного

сплава соответственно; $\Delta T = T_A - T_S$.

Необходимо отметить, что для анизотропного материала – монокристаллического жаропрочного сплава – линейный коэффициент температурного расширения является изотропной характеристикой [6], в соответствии с этим полой металлический цилиндр при остывании уменьшается в размерах, не изменяя своей формы.

Для того чтобы «собрать» конструкцию обратно при температуре выщелачивания, нужно согласовать граничные условия системы металл–керамика следующим образом. Внутри металлического и снаружи керамического цилиндров следует создать компенсирующее давление P_1 , обеспечивающее совмещение поверхностей R_{C1} и R_{M1} ($R_{C1} = R_{M1}$). Это эквивалентно тому, что сумма упругих перемещений (с учетом их направления) на общей границе металл–керамика, вызванных давлением P_1 , равна

$$u_{Mrr}(R_{M1}) - u_{Crr}(R_{C1}) = R_{C1} - R_{M1}. \quad (9)$$

С учетом компенсирующего давления P_1 и при условии $P_2 = 0$ формулы для перемещения металла и керамики можно представить в виде:

$$Mrr(r) = \frac{1}{E_M} \left[\begin{aligned} &(1+\nu_M) \frac{P_1 \cdot R_{M1}^2 \cdot R_{M2}^2}{R_{M2}^2 - R_{M1}^2} \frac{1}{r} + \\ &+ \frac{P_1 \cdot R_{M1}^2}{R_{M2}^2 - R_{M1}^2} (1 - \nu_M - 2\nu_M^2)r \end{aligned} \right], \quad (10)$$

$$u_{Crr}(r) = -\frac{P_1}{E_C} (1 - \nu_C - 2\nu_C^2)r. \quad (11)$$

Подставив (10) и (11) в (9), получим выражение для расчета давления на границе металл–керамика:

$$P_1 = R_{C1} - R_{M1} / \left(\begin{aligned} &\frac{R_{M1}}{E_M (R_{M2}^2 - R_{M1}^2)} \times \\ &\times [R_{M2}^2 (1 + \nu_M) + R_{M1}^2 (1 - \nu_M - 2\nu_M^2)] + \\ &+ \frac{R_{C1}}{E_C} (1 - \nu_C - 2\nu_C^2) \end{aligned} \right), \quad (12)$$

где значения R_{C1} , R_{M1} и R_{M2} определяются по формулам (6–8).

Давление P_1 не зависит от кристаллографической ориентировки монокристалла в рассматриваемой точке на внутренней поверхности металлического цилиндра, что обусловлено изотропностью линейного коэффициента теплового расширения.

В соответствии с тем, что нас интересует НДС монокристаллического сплава в зонах образования водородных трещин, соответствующих условию совмещения системы координат кристаллической решетки монокристалла и цилиндрической системы координат в рассматриваемой точке, для расчетов P_1 , $\sigma_{rr}(r) = \sigma_{[100]}(r)$, $\sigma_{\varphi\varphi}(r) = \sigma_{[010]}(r)$ и $\sigma_{zz}(r) = \sigma_{[001]}(r)$ возьмем значения E_M и ν_M для кристаллографических направлений $\langle 100 \rangle$.

Для температуры выщелачивания керамического стержня 390 °С расчет модуля Юнга E_M по аналитическим выражениям температурной зависимости коэффициентов тензора упругой податливости для монокристалла жаропрочного сплава типа ЖС [6, 7] дает величину 124 ГПа для кристаллографических направлений $\langle 100 \rangle$. Коэффициент Пуассона для этих кристаллографических направлений равен $\nu_M = 0,38$ [7]. Согласно справочным данным [8] для корунда модуль упругости $E_C = 400$ ГПа, а коэффициент Пуассона $\nu_C = 0,236$. Линейные коэффициенты теплового расширения корунда и жаропрочного сплава равны: $\alpha_C = 8,0 \cdot 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ [9], $\alpha_M = 15,9 \cdot 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ [10].

Рассчитав величину P_1 , определим компоненты тензора напряжений для металла и керамики, преобразовав уравнения (66) и (67):

$$\sigma_{Mrr}(r) = -\frac{P_1 \cdot R_{M1}^2 \cdot R_{M2}^2}{R_{M2}^2 - R_{M1}^2} \frac{1}{r^2} + \frac{P_1 \cdot R_{M1}^2}{R_{M2}^2 - R_{M1}^2}, \quad (13)$$

$$\sigma_{M\varphi\varphi}(r) = \frac{P_1 \cdot R_{M1}^2 \cdot R_{M2}^2}{R_{M2}^2 - R_{M1}^2} \frac{1}{r^2} + \frac{P_1 R_{M1}^2}{R_{M2}^2 - R_{M1}^2}, \quad (14)$$

$$\sigma_{Crr}(r) = -P_1, \quad (15)$$

$$\sigma_{C\varphi\varphi}(r) = -P_1. \quad (16)$$

В условиях плоскодеформированного состояния осевые компоненты тензора напряжений имеют вид:

$$\sigma_{Mzz}(r) = \nu_M (\sigma_{Mrr}(r) + \sigma_{M\varphi\varphi}(r)), \quad (17)$$

$$\sigma_{Czz}(r) = \nu_C (\sigma_{Crr}(r) + \sigma_{C\varphi\varphi}(r)). \quad (18)$$

Результаты расчетов НДС цилиндра из монокристаллического сплава ЖС26-ВИ с керамическим стержнем внутри при температуре выщелачивания керамики в графическом виде приведены на рис. 1. Полученные результаты показывают, что в рассмотренной модели тангенциальные напряжения на поверхности металлического цилиндра со стороны керамического стержня в кристаллографическом направлении $\langle 100 \rangle$ достигают величины 775 МПа. Такой уровень растягива-

ющих напряжений приводит к развитию водородных трещин вдоль кристаллографических плоскостей $\{100\}$ в монокристаллических лопатках при выщелачивании керамики [1].

Величина тангенциальных напряжений растяжения в монокристаллическом цилиндре из сплава ЖС26-ВИ со стороны керамического стержня при нормальной температуре достигает значения 1075 МПа, что значительно превосходит величину предела текучести сплава и предопределяет пластическую деформацию монокристаллической отливки турбинной лопатки. В случае стеснения реализации пластической деформации (или ее локализации) в зонах пересечения ребер охлаждаемой вихревой матрицы происходит статическое разрушение монокристаллического сплава.

Одним из направлений решения проблемы образования водородных трещин в отливках монокристаллических турбинных лопаток на операции автоклавного выщелачивания керамических стержней является проведение релаксационного отжига отливок с неудаленными керамическими стержнями.

Исследование кинетики релаксации монокристаллического жаропрочного сплава ЖС26-ВИ и определение параметров релаксационного отжига отливок турбинных лопаток

Для определения кинетики релаксации жаропрочного сплава ЖС26-ВИ, имеющего большую склонность к развитию водородных трещин при выщелачивании керамических стержней, были выполнены испытания монокристаллических образцов на релаксацию. Образцы для испытаний изготовили в соответствии с чертежом (рис. 2) из монокристаллических заготовок из сплава ЖС26-ВИ, отлитых по технологии литья турбинных лопаток с кристаллографической ориентировкой $[001]$ (отклонение продольной оси образцов относительно кристаллографической оси $[001]$ сплава не превышало 5°). Монокристаллические заготовки прошли серийную термическую обработку в соответствии с технологическим процессом изготовления лопаток.

Испытания на релаксацию проводили на сервогидравлической испытательной машине Fast Track 8800 производства фирмы INSTRON, оснащенной высокотемпературной камерой нагрева образцов и высокотемпературным экстензометром. Образец устанавливали в специальные захваты, обеспечивающие перепад температур между рабочей и резбовой частями монокристаллического образца не более 10 °С. Испытания на релаксацию проводили при температурах 700, 800 и 900 °С

После достижения заданной температуры, прогрева образца и захватов испытательной машины, проводили нагружение образца со скорос-

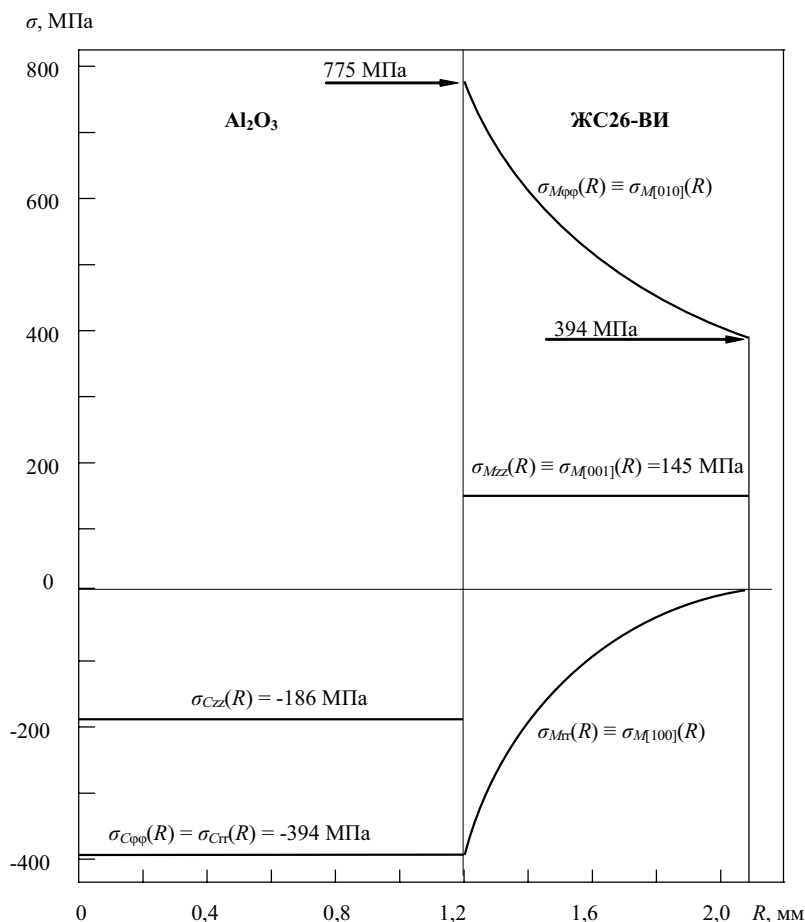


Рис. 1. Распределение напряжений в монокристаллическом цилиндре $R_2 = 2,1$ мм из жаропрочного никелевого сплава с керамическим стержнем $R_1 = 1,2$ мм внутри при температуре автоклавного выщелачивания

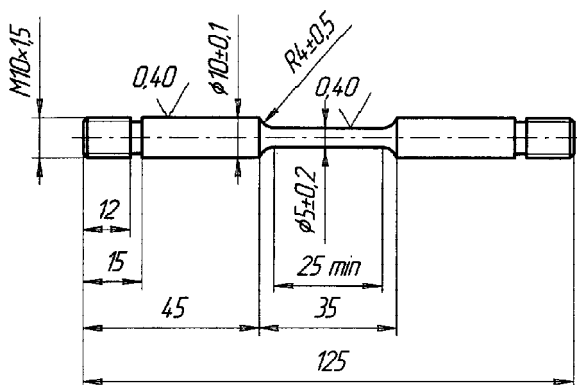


Рис. 2. Чертеж образца для испытаний монокристаллического жаропрочного сплава ЖС26-ВИ на релаксацию

тью 1 кН/с, с контролем деформации образца посредством экстензометра, прикрепленного к рабочей части образца, до момента достижения суммарной (упругой и пластической) деформации 10 %.

В момент достижения образцом заданной де-

формации 10 %, в соответствии с программой испытаний нагружение прекращалось, после чего фиксировалась постоянная деформация рабочей части образца и изменяющаяся во времени нагрузка на образце с регистрацией параметров в течение всего времени испытаний на релаксацию (в течение 5 часов).

Результаты испытаний монокристаллических образцов жаропрочного сплава ЖС26-ВИ на релаксацию представлены в таблице 1.

Согласно литературным данным [4], процесс релаксации жаропрочных сплавов описывается уравнением:

$$\sigma(t) = \sigma_0 e^{-kt^d}, \quad (19)$$

где σ_0 — исходный уровень растягивающих напряжений;

$\sigma(t)$ — изменяющийся во времени уровень растягивающих напряжений;

k, d — параметры, зависящие от температуры и материала.

На основании результатов испытаний моно-

кристаллических образцов жаропрочного сплава ЖС26-ВИ на релаксацию установлены значения параметров d и k в исследуемой области температур, а также определены температурные зависимости этих параметров в виде полиномов:

$$k = 1,46 - 4,3 \cdot 10^{-3}T + 3 \cdot 10^{-6}T^2; \quad (20)$$

$$d = 14,8 - 3,4 \cdot 10^{-2}T + 2 \cdot 10^{-5}T^2, \quad (21)$$

где T – температура релаксации, °С.

При выборе режима релаксационного отжига монокристаллических лопаток следует учитывать, что с повышением температуры отжига, наряду с ускорением процесса релаксации уменьшается исходная величина растягивающих напряжений в металле на границе с керамикой $\sigma_{\text{Мфр}}(t=0)$ согласно уравнениям (7-14). Величина исходного уровня растягивающих напряжений в металле на границе с керамикой при рассматриваемых температурах релаксационного отжига представлена в таблице 1.

В качестве рационального времени релаксационного отжига охлаждаемых лопаток с керамическими стержнями внутри (с точки зрения технологичности) была выбрана его продолжительность в пределах 4 часов. Для этой продолжительности отжига была рассчитана величина снижения растягивающих напряжений $\Delta\sigma_{\text{Мфр}}$ на внутренней поверхности отливок турбинных лопаток на границе с керамикой с учетом исходных напряжений растяжения при температуре релаксационного отжига.

На основании выполненных оценочных расчетов, результаты которых представлены в таблице 1, была выбрана температура 900 °С для четырехчасового релаксационного отжига монокристаллических охлаждаемых лопаток турбины из сплава ЖС26-ВИ, позволяющего снизить уровень растягивающих напряжений на величину около 200 МПа. Повышение температуры отжига

до 1000 °С приводит к окислению жаропрочного сплава в воздушной атмосфере и снижает эффективность отжига в результате уменьшения термических напряжений в отливке с керамическим стержнем внутри.

Выводы

1. В приближении монокристаллического цилиндра из жаропрочного сплава ЖС26-ВИ выполнен оценочный расчет величины растягивающих напряжений в сплаве со стороны керамического стержня.

2. Установлено, что при нормальной температуре в процессе вылеживания отливки охлаждаемой лопатки перед удалением керамического стержня уровень растягивающих напряжений превышает предел текучести сплава, что сопровождается пластической деформацией отливки и образованием трещин в зонах стеснения пластической деформации.

3. Растягивающие напряжения при температуре гидротермического автоклавного выщелачивания керамических стержней из охлаждаемых лопаток достигают величины 775 МПа, что является одним из условий развития водородных трещин в монокристаллических отливках турбинных лопаток.

4. На основании исследований кинетики релаксации монокристаллического жаропрочного сплава ЖС26-ВИ определен режим релаксационного отжига охлаждаемых отливок турбинных лопаток после направленной кристаллизации, позволяющий исключить образование технологических трещин.

Перечень ссылок

1. Орлов М. Р. К вопросу об образовании хрупких технологических трещин в охлаждаемых монокристаллических рабочих лопатках турбины из сплавов ЖС26-ВИ и ЖС32-ВИ / М. Р. Орлов // Авиационные технологии XXI

Таблица 1 – Результаты испытаний монокристаллического жаропрочного сплава ЖС26-ВИ на релаксацию

Параметр	Температура испытаний		
	700 °С	800 °С	900 °С
$\sigma_{(0 \text{ мин})}$, МПа	900	900	875
$\sigma_{(20 \text{ мин})}$, МПа	859	709	500
$\sigma_{(1 \text{ ч, } 40 \text{ мин})}$, МПа	739	625	400
$\sigma_{(5 \text{ ч})}$, МПа	659	563	340
d	0,6981	0,2495	0,1926
k	$3,34 \cdot 10^{-4}$	$4,06 \cdot 10^{-2}$	$1,43 \cdot 10^{-1}$
Величина растягивающих напряжений в металле на границе с керамическим стержнем в начальный момент релаксационного отжига согласно уравнениям (7-14)			
$\sigma_{\text{Мфр}}$, МПа	523	442	361
Величина снижения растягивающих напряжений в металле на границе с керамическим стержнем после 4 часов релаксационного отжига			
$\Delta\sigma_{\text{Мфр}}$, МПа	123	158	215

- века : сб. тр. 5-го междунар. науч.-техн. симп. 17-22 авг. 1999. г. Жуковский, Россия. – С. 197–201.
2. Технологическое обеспечение эксплуатационных характеристик деталей ГТД. Лопатки турбины. Часть II. / [В. А. Богуслаев, Ф. М. Муравченко, П. Д. Жеманюк, и др.]. – [изд. 2-е, перераб. и доп.]. – Запорожье : Изд-во ОАО «Мотор Сич», 2007. – 496 с.
 3. Шалин Р. Е Монокристаллы никелевых жаропрочных сплавов / Р. Е. Шалин, И. Л. Светлов, Е. Б. Качанов. – М. : Машиностроение, 1977. – 336 с.
 4. Биргер И. А. Термопрочность деталей машин / И. А. Биргер, Б. Ф. Шор. – М. : Машиностроение. – 1975. – 455 с.
 5. Хан Х. Теория упругости: Основы линейной теории и ее применения / Х. Хан ; [пер. с нем.]. – М. : Мир, 1988. – 344 с.
 6. Светлов И. Л. Температурная зависимость характеристик кратковременной прочности, модуля Юнга и коэффициента линейного расширения монокристаллов сплава ЖС6Ф / И. Л. Светлов, Н. Н. Суханов, А. И. Кривко // Проблемы прочности. – 1987. – № 4. – С. 51–56.
 7. Упругие свойства монокристаллов никелевых сплавов / [А. И. Кривко, А. И. Епишин, И. Л. Светлов, А. И. Самойлов] // Проблемы прочности. – 1988. – № 2. – С. 68–75.
 8. Андриевский Р. А. Прочность тугоплавких соединений и материалов на их основе : Справочник / Р. А. Андриевский, И. И. Спивак. – Челябинск : Metallurgia, 1989. – 368 с.
 9. Физико-химические свойства окислов. Справочник / [Г. В. Самсонов, А. Л. Борисова, Т. Г. Жидкова и др.]. – М. : Metallurgia, 1978. – 478 с.
 10. Справочник по авиационным материалам. Коррозионностойкие и жаропрочные стали и сплавы. Т. III. / [под ред. А. Т. Туманова]. – М. : Машиностроение, 1965. – 632 с.

Поступила в редакцию 25.06.2009

Виконано оцінку напружено-деформованого стану монокристалічної відливки турбінної лопатки з жароміцного нікелевого сплаву ЖС26-ВИ після направленої кристалізації і подальшого охолодження в наближенні порожнього металевого циліндра з керамічним стрижнем всередині. На підставі експериментальних даних по дослідженню процесу релаксації монокристалічних зразків сплаву ЖС26-ВИ запропонований режим релаксаційного відпалу відливок турбінних лопаток.

Estimation of the tensely-deformed state of the single crystal founding of air-cooled turbine blade from the nickel-base superalloy ЖС26-ВИ after the direct crystallization and subsequent cooling in approaching of hollow metallic cylinder with a ceramic bar inwardly is executed. On the basis of experimental information on research of relax-process of single crystal samples of the superalloy ЖС26-ВИ the mode of the relax-annealing of founding of turbine air-cooled blades is offered.

УДК 621.515.5-2

*Г. В. Пухальская, А. Д. Коваль, С. В. Лоскутов,
И. Л. Гликсон, Л. П. Степанова, О. Л. Лукьяненко*

ВЛИЯНИЕ ОБРАБОТКИ ЛОПАТОК КОМПРЕССОРА ШАРИКАМИ В МАГНИТНОМ ПОЛЕ НА ФОРМИРОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ И ПРОЧНОСТНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ

Исследовано влияние обработки лопаток компрессора из титановых сплавов стальными шариками в магнитном поле на параметры поверхностного слоя и прочностные характеристики лопаток. Установлено формирование благоприятных характеристик поверхностного слоя по сравнению с лопатками, упрочненными по серийной технологии. Предложенный способ упрочнения лопаток компрессора с тонкими кромками позволяет дифференцированно обрабатывать перо лопатки без искажения ее геометрии. Упрочнение лопаток стальными шариками в магнитном поле позволяет значительно повысить прочностные характеристики лопаток: предел выносливости повышается на 24 % по сравнению с лопатками, упрочненными УЗУ по серийной технологии.

Введение

Одним из сравнительно простых и эффективных методов оптимизации свойств поверхностного слоя деталей является поверхностное пластическое деформирование (ППД), позволяющее при минимальных затратах повысить сопротивление усталости [1]. Наибольший положительный эффект от ППД проявляется у деталей с концентраторами напряжения, эксплуатирующихся при умеренных температурах. Выбор метода ППД определяется конструкцией и размерами детали, требованиями, предъявляемыми к точности геометрических параметров детали и шероховатости поверхности, условиями эксплуатации и ресурсом. Применяемые в настоящее время методы поверхностного упрочнения лопаток ГТД имеют свои преимущества и недостатки, существенно отличаясь друг от друга способом упрочняющего воздействия и эффективностью [1-3].

В лопатках компрессора, имеющих тонкие кромки, достичь значительного повышения предела выносливости за счет применения интенсивных способов поверхностного упрочнения не удается, а в некоторых случаях при толщине кромок 0,2...0,3 мм имеет место снижение сопротивления усталости за счет повреждения кромок из-за сквозного наклепа, способствующего снижению пластических свойств материала [4].

Такая финишная обработка, как ультразвуковое упрочнение (УЗУ), применяемая в серийном производстве, не позволяет полностью достигнуть высоких показателей параметров выносливости. Это связано с тем, что после ультразвукового упрочнения в результате перенаклепа при соударении шариков с тонкими кромками на них образуются заусенцы, для устранения которых при-

меняется ручное полирование. Ручное полирование кромок значительно увеличивает трудоемкость изготовления лопаток, приводит к перераспределению остаточных напряжений и созданию на кромках поперечных рисок — технологических концентраторов напряжений. Это приводит в конечном итоге к резкому снижению эффективности ультразвукового упрочнения и в отдельных случаях к разупрочнению отдельных участков кромок лопаток.

В связи с этим особую значимость приобретает выбор рационального метода упрочнения лопаток компрессора из титановых сплавов, имеющих тонкие кромки, обеспечивающий следующие требования: недопустимость изменения геометрии лопатки; равномерность упрочнения по длине пера лопатки, исключая перенаклеп кромок; исключение ухудшения шероховатости поверхности.

На пути развития методов ППД на кафедре физики Запорожского национального технического университета была разработана лабораторно-экспериментальная установка для упрочняющей обработки поверхностей деталей машин стальными шариками в магнитном поле. Между полюсами электромагнита, который питается от источника постоянного тока, размещаются стальные шарики, которые при создании магнитного поля образуют квазиупругую среду, свойства которой можно варьировать, изменяя индукцию магнитного поля. При движении лопатки через рабочую зону стальные шарики взаимодействуют с поверхностью лопатки, оказывая при этом определенное контактное давление, в результате чего поверхностный слой пластически деформируется.

Изучению влияния обработки лопаток из титановых сплавов стальными шариками в магнитном поле на формирование параметров поверхностного слоя и прочностные характеристики лопаток и посвящена данная работа.

Методика проведения экспериментов

Целью работы являлось изучение структурных и прочностных характеристик поверхностного слоя лопаток компрессора из титановых сплавов, упрочненных стальными шариками в магнитном поле.

В качестве объекта исследований выбраны лопатки VI ступени компрессора двигателя Д-36 из титанового сплава ВТ3-1, имеющие наработку в эксплуатации и лопатки, обработанные по серийной технологии. Для устранения влияния эксплуатационных воздействий лопатки отожгли в вакууме $(3,32 \pm 0,05)10^{-3}$ Па при температуре $(900 \pm 3)^\circ\text{C}$ в течение трех часов.

Микроструктуру изучали на сечениях образцов, вырезанных из лопаток, а также исследовалась микроструктура поверхностного слоя лопаток после различных режимов обработки. Для травления использовали раствор: 20 % HF, 20 % HNO₃ и 60 % воды. Исследования проводились на микроскопе МИМ-8 при увеличении 800 раз. Измерение параметров Ra и Rz выполняли с помощью профилометра «Pertometer M3» вдоль оси и хорды пера лопатки. Замеры микротвердости производили на приборе ПМТ-3 при нагрузке на алмазную пирамиду 1 Н. Величину микротвердости определяли как среднее значение по десяти отпечаткам правильной формы. Степень наклепа рассчитывали по формуле [5]:

$$U_n = \frac{H_{\mu\max} - H_{\mu\text{исх}}}{H_{\mu\text{исх}}},$$

где $H_{\mu\max}$ – микротвердость исследуемой поверхности, МПа; $H_{\mu\text{исх}}$ – микротвердость поверхности эталона.

Исследование остаточных макронапряжений на пере лопаток производили механическим методом, разработанным акад. Н. Н. Давиденковым с использованием формул из работы [6] для построения эпюр и прибора ПИОН-2.

Фрактографическое исследование проводили на оптическом стереоскопическом микроскопе МСП-2 и растровом электронном микроскопе JSM-T300.

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 испытыва-

ли в резонансном режиме до появления макротрещины длиной 1-3 мм, что соответствовало падению частоты собственных колебаний на 2-3 %.

Результаты и их обсуждение

Принципиальная схема лабораторно-экспериментальной установки для упрочняющей обработки поверхностей деталей машин стальными шариками в магнитном поле представлена на рис. 1.

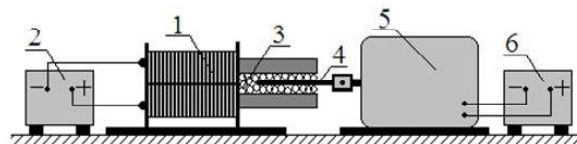


Рис. 1. Схема установки для обработки лопаток стальными шариками в магнитном поле:

1 – электромагнит; 2, 6 – источник тока; 3 – стальные шарики; 4 – лопатка; 5 – генератор механических колебаний

В качестве рабочих тел использовали шарiki из стали ШХ15 диаметром 0,36, 0,63, 1,6 и 2,3 мм. Варьировалось время обработки, диаметр и количество шариков. Было произведено упрочнение восьми партий по 3 лопатки в каждой. Режимы обработки приведены в табл. 1.

Поскольку остаточные сжимающие напряжения и характер залегания их в поверхностном слое косвенно характеризуют сопротивление усталости лопаток, из каждой партии лопаток для исследований остаточных напряжений было отобрано по одной лопатке. С помощью механического метода были получены эпюры распределения остаточных напряжений по глубине поверхностного слоя спинки лопаток (рис. 2).

Как видно из рис. 2, наибольшие значения остаточных напряжений были получены в результате комплексной обработки лопаток 79, 65, 56.

В табл. 2 представлены результаты измерений параметров шероховатости спинки после обработки лопаток на различных режимах.

Наименьшие значения параметров шероховатости, измеренных вдоль оси, у лопаток 79, 65, 56 после комплексной обработки шариками, а также у лопаток 8 и 34. Увеличение измеренных вдоль хорды параметров шероховатости у лопаток 79 и 56, по сравнению с исходным состоянием, можно объяснить наличием поперечной составляющей колебаний, которая оказывает влияние на качество поверхностного слоя в направлении хорды.

Результаты исследований микроструктуры представлены на рис. 3.

Таблица 1 – Режимы обработки лопаток

Номер лопатки	Параметры режима обработки						
	Обозначение режима обработки	Сечение магнитопровода	B , Тл	d , мм	ν , Гц	$2a$, мм	τ , мин
7	Исходное состояние						
56	1	КВ	0,32	2,3	50	5	10
	2	КВ	0,32	1,6	50	5	10
	3	УК	0,29	0,63	50	5	10
65	4	КВ	0,32	2,3	50	5	20
	5	УК	0,29	0,63	50	3	20
79	6	КВ	0,32	1,6	50	5	25
	3	УК	0,29	0,63	50	5	10
76	7	УК	0,29	0,63	50	3	30
39	8	КВ	0,32	1,6	50	5	30
63	9	КВ	0,32	2,3	50	5	15
8	10	УК	0,29	0,36	50	3	30
34	11	КВ	0,32	1,6	50	5	30

Примечание. КВ – квадратное сечение магнитопровода, $35 \times 35 \times 13,5 \text{ мм}^3$; УК – сечение магнитопровода – усеченный конус, с меньшим диаметром 6 мм и расстоянием 10,5 мм; B – индукция магнитного поля в рабочей зоне электромагнита при отсутствии шариков, Тл; d – диаметр шариков, мм; ν – частота колебаний лопатки вдоль оси пера, Гц; a – амплитуда колебаний лопатки, мм; t – время обработки, мин. При обработке лопаток с номерами: 56, 65, 79, 76, 39, 8 дополнительно возбуждали колебания лопатки в направлении хорды.

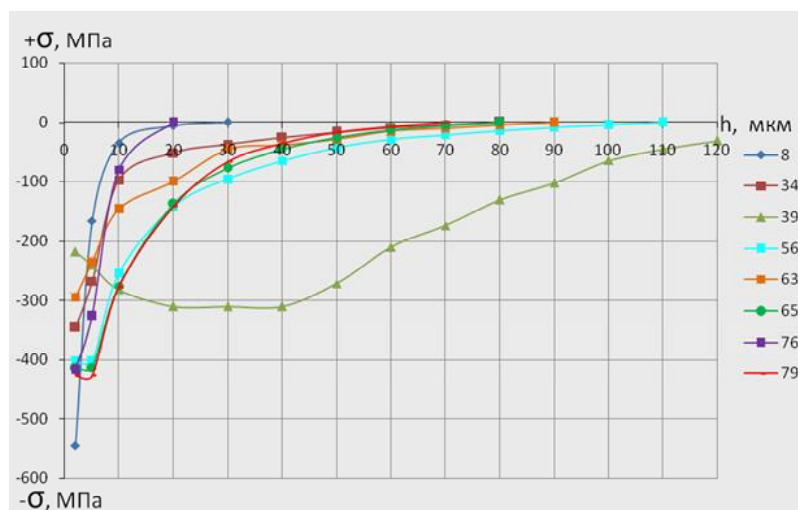


Рис. 2. Распределение остаточных напряжений по глубине поверхностного слоя лопаток после обработки шариками в магнитном поле: номера эюр соответствуют номерам лопаток

Таблица 2 – Результаты измерения параметров шероховатости поверхностного слоя лопаток, обработанных стальными шариками в магнитном поле

Номер лопатки	7	56	65	79	76	39	63	8	34	
Вдоль оси	Ra, мкм	0,234	0,096	0,188	0,133	0,187	0,195	0,177	0,137	0,089
	Rz, мкм	2,27	0,68	1,46	0,76	1,21	1,48	1,99	1,62	0,63
Вдоль хорды	Ra, мкм	0,316	0,478	0,273	0,64	0,211	0,344	0,25	0,186	0,434
	Rz, мкм	3,16	2,79	1,78	3,2	1,46	2,48	1,84	1,53	2,14

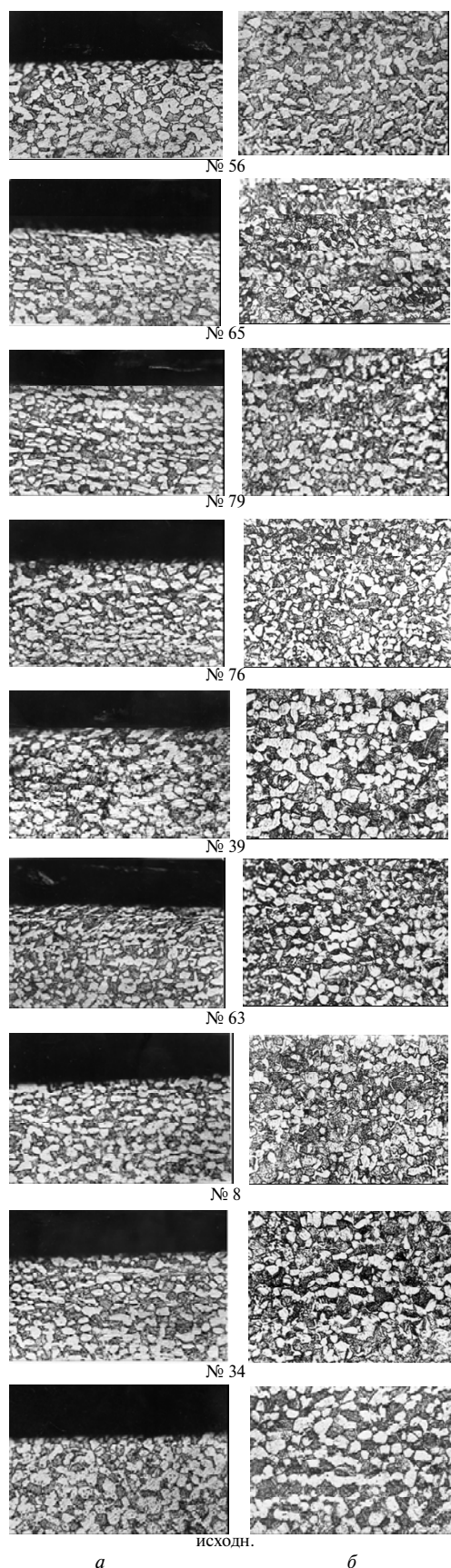


Рис. 3. Микроструктура лопаток после обработки, $\times 800$:
 а – в сечении лопатки; б – поверхностного слоя

Следует отметить значительные изменения в структуре поверхностного слоя толщиной около 20 мкм после обработки лопаток стальными шариками диаметром 2,3 мм (лопатка № 63). Наблюдаются деформированные зерна, что свидетельствует о сильной деформации поверхностного слоя. Обработка шариками меньшего диаметра не вносит существенных изменений в микроструктуру поверхностного слоя.

При комплексной обработке лопаток № 56, 65, 79 получена благоприятная эпюра остаточных напряжений – величина напряжений порядка 400–450 МПа, глубина залегания около 80 мкм; а также наименьшие значения параметров шероховатости вдоль оси лопатки; при этом анализ микроструктуры показал умеренную деформацию зерен поверхностного слоя. Обработка лопаток по режиму № 8 (лопатка № 39) обеспечивает наибольшую глубину залегания остаточных напряжений сжатия – около 100 мкм.

Исходя из проведенных исследований были выбраны режимы упрочнения (табл. 3), обеспечивающие приемлемые параметры шероховатости поверхностного слоя, максимальную величину и глубину залегания остаточных напряжений сжатия. Для оценки стабильности обработки и влияния комплексной обработки на характеристики поверхностного слоя на лабораторно-экспериментальной установке обработаны три партии лопаток. Режимы обработки приведены в табл. 3.

При исследовании наклепа определяли микротвердость поверхностного слоя корыта лопаток. Результаты исследований представлены в табл. 4.

Результаты измерения микротвердости показывают, что степень наклепа увеличивается от 17 до 39 % в зависимости от режима обработки лопаток. Также можно отметить, что с увеличением уровня остаточных напряжений сжатия на поверхности – увеличивается величина микротвердости, и соответственно, степень наклепа (№ 59, 58).

Распределение остаточных напряжений по глубине поверхностного слоя спинки лопаток (рис. 4) показывает, что наибольшие значения остаточных напряжений сжатия были получены на лопатках, обработанных по режимам 1 и 3 (№ 59 и 58). Также по характеру полученных эпюр можно отметить нестабильность обработки.

В табл. 5 представлены результаты измерений параметров шероховатости корыта после обработки лопаток на различных режимах.

На всех лопатках наблюдается уменьшение параметров шероховатости, измеренных вдоль оси лопатки и увеличение вдоль хорды, по сравнению с исходным состоянием. Полученные результаты свидетельствуют о необходимости полной механизации процесса обработки, так как колебания лопатки вдоль хорды производились вручную.

Таблица 3 – Режимы обработки лопаток

Обозначение режима обработки	Параметры режима обработки						
	Номер лопатки	Сечение магнитопровода	B , Тл	d , мм	v , Гц	$2a$, мм	τ , мин
1	3,59,25,39	КВ	0,32	1,6	50	5	30
2	69,90,79	КВ	0,32	1,6	50	5	15
		УК	0,29	0,63	50	5	5
3	58	КВ	0,32	1,6	50	5	15
		УК	0,29	0,63	50	5	10

Примечание. КВ – квадратное сечение магнитопровода, $35 \times 35 \text{ мм}^2$, рабочая зона – $35 \times 35 \times 13,5 \text{ мм}^3$; УК – сечение магнитопровода - усеченный конус, рабочая зона – $\varnothing 6 \times 10,5 \text{ мм}$. При обработке дополнительно возбуждали колебания лопатки в направлении хорды.

Таблица 4 – Результаты исследований микротвердости поверхностного слоя лопаток

Номера лопаток	$H_{ц}$, МПа	$U_{ц}$, %
исходная	3321	–
59	4141	25
25	3890	17
69	3950	19
58	4608	39

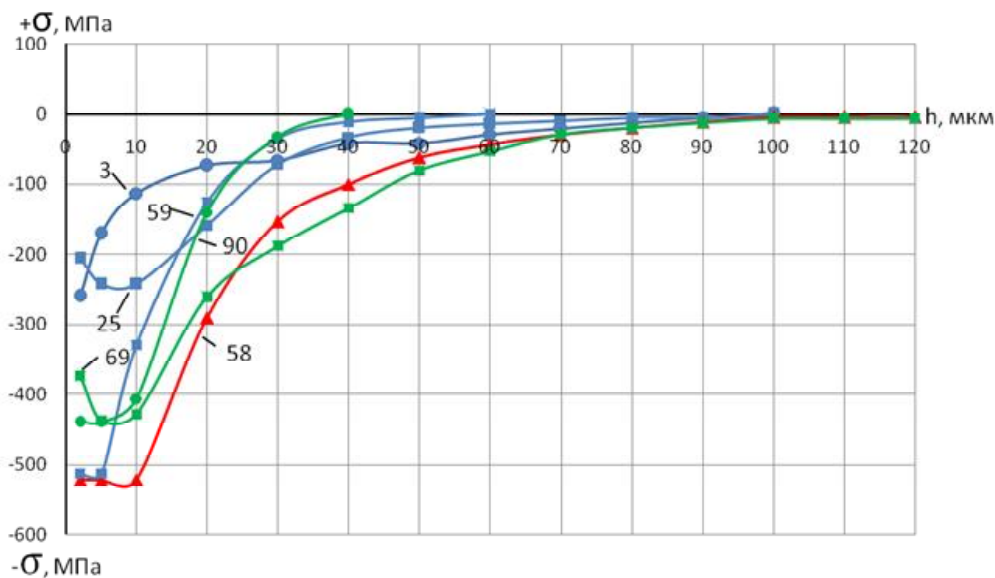


Рис. 4. Распределение остаточных напряжений по глубине поверхностного слоя лопаток после обработки шариками в магнитном поле: номера эпюр соответствуют номерам лопаток

Таблица 5 – Результаты измерения параметров шероховатости поверхностного слоя лопаток, обработанных стальными шариками в магнитном поле

Номер лопатки	исх.	3	59	25	39	69	90	79	58	
Вдоль оси	R_a , мкм	0,351	0,297	0,149	0,268	0,195	0,241	0,243	0,133	0,254
	R_z , мкм	2,95	2,54	0,9	1,59	1,48	1,64	1,43	0,76	1,59
Вдоль хорды	R_a , мкм	0,291	0,566	0,426	0,44	0,344	0,657	0,413	0,64	0,513
	R_z , мкм	2,82	4,1	2,12	2,43	2,48	3,6	2,14	3,2	2,89

Следует также отметить недостаточную обработку прикорневого участка, связанную с трудностью доступа рабочих тел в зону перехода пера лопатки к замку и возникновение зазоров, образующихся при движении лопаток.

Для оценки эффективности обработки лопаток компрессора стальными шариками в магнитном поле была разработана и изготовлена опытно-промышленная установка с широким диапазоном варьирования параметров процесса (индукция магнитного поля, частота перемещений лопатки, диаметр шариков), влияющих на характеристики поверхностного слоя: шероховатость, степень наклепа, величину и глубину распространения остаточных напряжений. Для устранения отмеченных выше недостатков процесс обработки лопаток был полностью механизирован, изготовлены регулируемые сердечники в форме усеченного конуса из стали 9ХС (закалка до HRC 55...60), которые концентрируют силовые линии магнитного поля в рабочей зоне, уплотняя рабочую среду и устраняя зазоры.

На опытно-промышленной установке были обработаны две партии лопаток, окончательно

обработанных виброполированием, по режиму № 1 (режим подобран экспериментально в процессе апробации установки исходя из условия полной и равномерной обработки пера лопатки, получения максимально благоприятной эпюры распределения остаточных напряжений сжатия в поверхностном слое и микрогеометрии поверхности, соответствующей полированию). В лопатках одной партии (№ 20) перо обработано полностью; во второй партии (№ 33) обработана только прикорневая часть (зона действия максимальных вибронпряжений в эксплуатации). Для сравнения в качестве конкурирующей обработки использовали ультразвуковое упрочнение шариками (лопатки с наработкой и серийные). Режим обработки приведен в табл. 6.

Для избежания нарушения геометрии лопаток после обработки был произведен контроль исследуемых лопаток на приборе ПОМКЛ – 4 в различных сечениях.

На рис. 5 представлены эпюры распределения остаточных напряжений после соответствующей обработки.

Таблица 6 – Режим обработки лопаток

Обозначение режима обработки	Параметры режима обработки						
	Номер лопатки	Сечение магнитопровода	B , Тл	d , мм	ν , Гц	$2a$, мм	τ , мин
1	33;20	УК	0,52	1,6	15	16	30
		УК	0,52	0,63	15	16	7

Примечание. УК – сечение магнитопровода – усеченный конус, рабочая зона – $\varnothing 6 \times 7$ мм. При обработке дополнительно возбуждали колебания лопатки в направлении хорды. СОЖ – масло индустриальное. Процесс упрочнения лопаток производили при включенном вентиляторе: обдувку катушек производили постоянно.

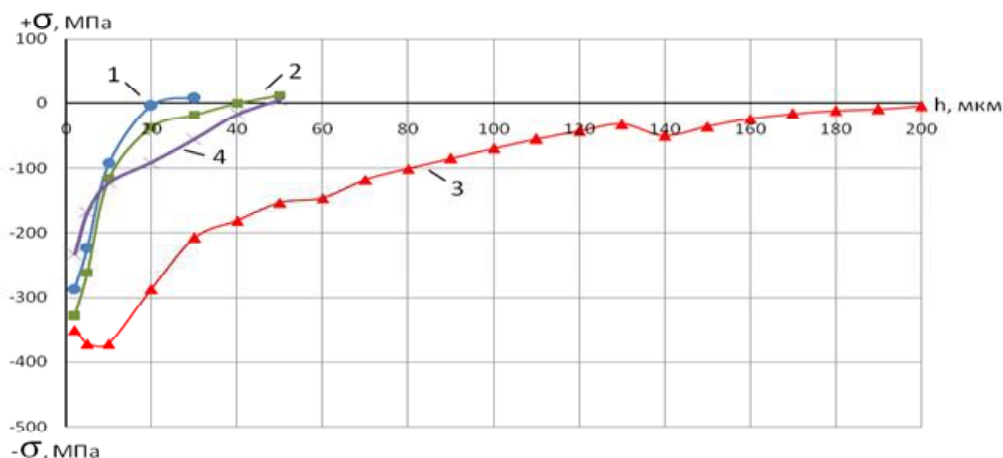


Рис. 5. Распределение остаточных напряжений в лопатках после:

1 – ВП, 2 – ВП+УЗУ(серия); 3 – ВП+обработка по режиму №1; 4 – ВП+УЗУ (с наработкой)

Как видно из рис. 5, упрочнение стальными шариками в магнитном поле формирует в поверхностном слое пера лопаток благоприятную эпюру остаточных напряжений сжатия величиной до 380 МПа и глубиной залегания до 200 мкм, тогда как ультразвуковое упрочнение лопаток по серийной технологии обеспечивает уровень напряжений до 330 МПа на поверхности и глубиной до 40 мкм. Известно, что остаточные напряжения сжатия повышают сопротивление усталости сталей и сплавов, поэтому с помощью отделочно-упрочняющих операций стремятся управлять уровнем и характером эпюр остаточных напряжений, распределенных по сечению пера лопаток. Исходя из вышеизложенного можно предположить, что упрочнение лопаток компрессора стальными шариками в магнитном поле позволит повысить сопротивление лопаток усталостному разрушению.

Шероховатости поверхности являются технологическими концентраторами напряжений и существенно влияют на сопротивление усталости деталей. Установлено, что повышение высоты неровностей примерно в шесть раз приводит к увеличению технологического коэффициента концентрации напряжений почти в два раза [7].

В табл. 7 представлены результаты измерений параметров шероховатости лопаток (спинка), упрочненных по серийной технологии.

В табл. 8 представлены результаты измерений параметров шероховатости лопаток с наработкой (спинка и корыто), обработанных на опытной установке.

Исследование шероховатости серийных лопаток позволяет сделать вывод, что ультразвуковое упрочнение шариками не приводит к существенному улучшению параметров шероховатости. На всех лопатках, обработанных на опытно-промышленной установке, наблюдается значительное улучшение параметров шероховатости (вдоль оси и вдоль хорды) по сравнению с серийной технологией, а также в 2-3 раза происходит снижение параметров шероховатости по сравнению с исходными (ВП) лопатками. Также следует отметить, что улучшение качества поверхностного слоя происходит как по спинке, так и по корыту (как в направлении оси, так и в направлении хорды), что говорит о равномерности и стабильности процесса обработки (табл. 7, 8; рис. 6, 7).

Результаты измерения микротвердости (табл. 9) показывают, что степень наклепа увеличивается на 20 % (№ 33 – обработка только прикорневой части). Упрочнение всего пера (№ 20) приводит к повышению степени наклепа до 43 %. Упрочнение по серийной технологии приводит к повышению микротвердости поверхностного слоя на 33 %.

Для оценки влияния обработки лопаток стальными шариками в магнитном поле на усталостную прочность, были проведены испытания на усталость лопаток, упрочненных УЗУ (серийные и с наработкой), и лопаток, обработанных на опытно-промышленной установке.

Фрактографическое исследование провели на двух лопатках, обработанных по режиму № 1 (все перо) – №№ 15 и Г2, разрушившихся в процессе усталостных испытаний при разном уровне напряжений.

Таблица 7 – Результаты измерения параметров шероховатости поверхностного слоя лопаток

Номер лопатки		исх. (ВП)	С12(серия) (ВП+УЗУ)	ВУ7(с наработкой) (ВП+УЗУ)
Спинка	Вдоль оси	Ra, мкм	0,351	0,250
		Rz, мкм	2,95	1,409
	Вдоль хорды	Ra, мкм	0,291	0,135
		Rz, мкм	2,82	0,751

Таблица 8 – Результаты измерения параметров шероховатости поверхностного слоя лопаток, обработанных на опытной установке

Номер лопатки		исх. (ВП)	33 (прикорневая часть)	20 (перо)
Спинка	Вдоль оси	Ra, мкм	0,351	0,166
		Rz, мкм	2,95	0,831
	Вдоль хорды	Ra, мкм	0,291	0,105
		Rz, мкм	2,82	0,736
Корыто	Вдоль оси	Ra, мкм	–	0,118
		Rz, мкм	–	0,703
	Вдоль хорды	Ra, мкм	–	0,109
		Rz, мкм	–	0,839

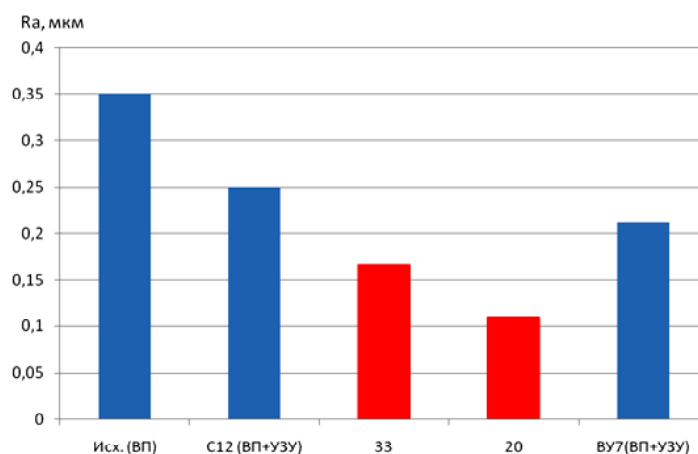


Рис. 6. Результаты измерения параметров шероховатости поверхностного слоя лопаток на спинке вдоль оси

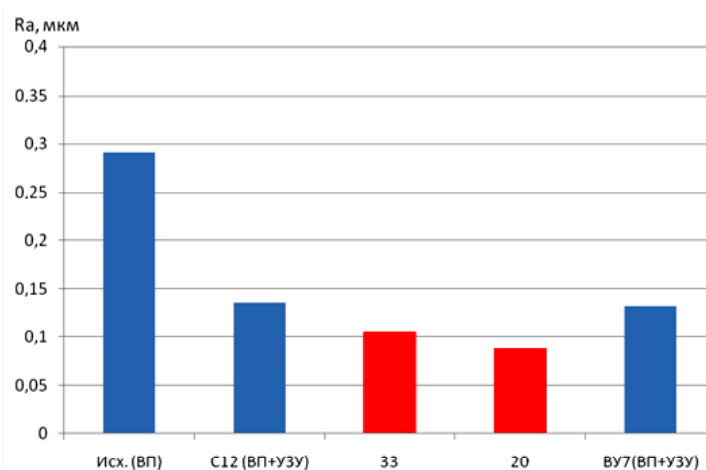


Рис. 7. Результаты измерения параметров шероховатости поверхностного слоя лопаток на спинке вдоль хорды

Таблица 9 – Результаты исследований микротвердости поверхностного слоя лопаток

Номера лопаток	$H_{ц}$, МПа	U_n , %
Исходная (ВП)	3443	–
33	4120	20
20	4905	43
ВУ7	4120	20
С12	4552	33

Таблица 10 – Результаты испытаний на усталость лопаток с наработкой (ВП+обработка по режиму № 1 – прикорневая часть)

№ п/п	№ лопатки	Уровень нагружения σ , МПа	Кол-во циклов, $N \times 10^8$	Результаты испытаний	Примечание
1	31	500	47,28	Разр.	Вых. кр $l = 13$ мм
2	38	470	100,0	Н.р.	–
3	33	470	100,0	Н.р.	–
4	34	470	100,0	Н.р.	–
5	39	470	100,0	Н.р.	–
6	37	470	100,0	Н.р.	–

Таблица 11 – Результаты испытаний на усталость лопаток с наработкой (ВП+обработка по режиму № 1 – все перо)

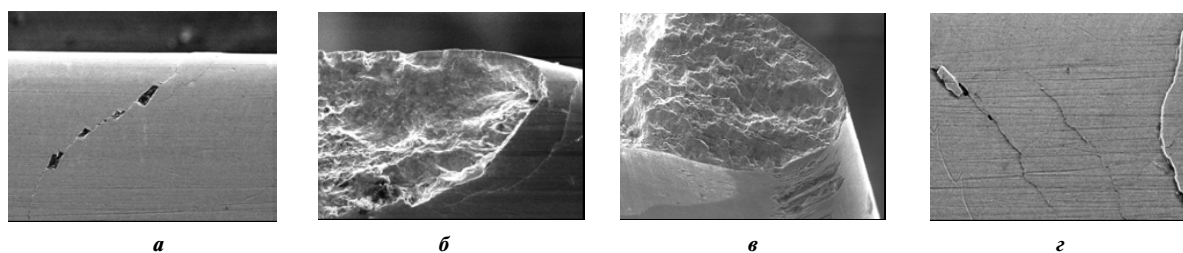
№ п/п	№ лопатки	Уровень нагружения σ , МПа	Кол-во циклов, $N \times 10^8$	Результаты испытаний	Примечание
1	13	590	47,28	Разр.	Вых. кр $l = 16$ мм
2	15	570	37,67	Разр.	Вых. кр $l = 14$ мм
3	18	550	60,58	Разр.	Вх. кр $l = 4$ мм
4	Г1	530	78,57	Разр.	Вых. кр $l = 14$ мм
5	Г2	500	46,94	Разр.	Вых. кр $l = 14$ мм
6	20	470	100,0	Н.р.	–
7	19	470	100,0	Н.р.	–
8	12	470	58,76	Разр.	Вых. кр $l = 13$ мм
9	16	440	100,0	Н.р.	–
10	30	440	100,0	Н.р.	–
11	35	440	100,0	Н.р.	–
12	17	440	100,0	Н.р.	–
13	14	440	100,0	Н.р.	–

Таблица 12 – Результаты испытаний на усталость лопаток с наработкой (ВП+УЗУ)

№ п/п	№ лопатки	Уровень нагружения σ , МПа	Кол-во циклов, $N \times 10^8$	Результаты испытаний	Примечание
1	ВУ1	500	25,77	Разр.	Вых. кр $l = 10$ мм
2	ВУ2	470	96,58	Разр.	Вых. кр $l = 14$ мм
3	ВУ4	440	100,0	Н.р.	–
4	ВУ6	440	100,0	Н.р.	–
5	ВУ5	440	80,81	Разр.	Вых. кр $l = 12$ мм
6	ВУ3	410	100,0	Н.р.	–
7	ВУ10	410	100,0	Н.р.	–
8	ВУ11	410	42,42	Разр.	Вых. кр $l = 12$ мм
9	ВУ8	380	100,0	Н.р.	–
10	ВУ12	380	100,0	Н.р.	–
11	ВУ13	380	100,0	Н.р.	–
12	ВУ14	380	100,0	Н.р.	–
13	ВУ15	380	100,0	Н.р.	–

Таблица 13 – Результаты испытаний на усталость серийных лопаток (ВП+УЗУ)

№ п/п	№ лопатки	Уровень нагружения σ , МПа	Кол-во циклов, $N \times 10^8$	Результаты испытаний	Примечание
1	С1	50	33,0	Разр.	–
2	С2	47	100,0	Н.р.	–
3	С6	47	100,0	Н.р.	–
4	С5	47	100,0	Н.р.	–
5	С3	47	100,0	Н.р.	–
6	С4	47	100,0	Н.р.	–

**Рис. 8.** Трещина (а, з) и фрактограмма очага разрушения (б, в) лопаток

Обе лопатки разрушились по выходной кромке пера на расстоянии 14 мм от подошвы хвостовика. Визуально трещины прямолинейные, ориентированные поперек пера лопаток. На каждой из лопаток в начале разрушения – на расстоянии до ~ 0,3 мм от выходной кромки наблюдается несколько самостоятельных трещин, направленных

под разными (преимущественно острыми) углами к кромке. Одна из этих трещин, изменив направление на поперечное, получила преимущественное, магистральное развитие.

Строение изломов по вскрытым трещинам в начале разрушения разное (рис. 8). Микрорельеф фасеточный (рис. 8, б; в), такой же, как на участке

магистрального развития, нормальный для усталостного разрушения титановых сплавов. Технологические дефекты в исследованных изломах не обнаружили.

Проведенные испытания на усталость позволяют сделать вывод, что упрочнение лопаток компрессора стальными шариками в магнитном поле (обработка прикорневой зоны) приводит к повышению предела выносливости на 24 % по сравнению с аналогичными лопатками, упрочненными УЗУ. Предел выносливости лопаток с наработкой, восстановленных виброполированием и упрочненных стальными шариками в магнитном поле, равен пределу выносливости серийных лопаток, что говорит о благоприятном влиянии данной обработки на повышение прочностных характеристик лопаток, имеющих наработку в эксплуатации.

Выводы

1. Исследовано влияние обработки лопаток компрессора из титановых сплавов стальными шариками в магнитном поле на параметры поверхностного слоя и прочностные характеристики лопаток. Установлено формирование благоприятных характеристик поверхностного слоя по сравнению с лопатками, упрочненными по серийной технологии: существенное снижение параметров шероховатости, повышение микротвердости, формирование благоприятной эпюры остаточных напряжений сжатия.

2. Предложенный способ упрочнения лопаток компрессора с тонкими кромками позволяет дифференцированно (избирательно) обрабатывать перо лопатки: только прикорневую часть или только кромки лопаток – места наиболее вероятного зарождения усталостных трещин без искажения геометрии лопаток (перенаклепа кромок), а также позволяет регулировать интенсивность обработки отдельных участков пера лопатки.

3. Упрочнение лопаток стальными шариками в магнитном поле позволяет значительно повысить их прочностные характеристики: предел выносливости повышается на 24 % по сравнению с лопатками, упрочненными УЗУ по серийной технологии. Также данная обработка благоприятно влияет на повышение усталостной прочности лопаток с наработкой: предел выносливости восстановленных лопаток достигает уровня серийных.

Перечень ссылок

1. Кравчук В. С. Сопротивление деформированию и разрушению поверхностно-упрочненных деталей машин и элементов конструкций : Монография / В. С. Кравчук, Абу Айаш Юсеф, А. В. Кравчук. – О. : Астропринт, 2000. – 160 с.
2. Одинцов Л. Г. Упрочнение и отделка деталей поверхностным пластическим деформированием : Справочник – М. : Машиностроение, 1987. – 328 с.
3. Технологическое обеспечение эксплуатационных характеристик деталей ГТД. Лопатки компрессора и вентилятора. Часть 1. : Монография / [В. А. Богуслаев, Ф. М. Муравченко, П. Д. Жеманюк и др.]. – Запорожье : ОАО «Мотор Сич», 2003. – 396 с.
4. Петухов А. Н. Сопротивление усталости деталей ГТД / Петухов А. Н. – М. : Машиностроение, 1993. – 240 с.: ил.
5. Чернышов В. В. Протягивание и упрочнение хвостовиков лопаток газотурбинных двигателей / Чернышов В. В., Рахманова М. С., Дейч Г. Б. – М. : Машиностроение. – 1971. – 276 с.
6. Биргер И. А. Остаточные напряжения / Биргер И. А. – М. : Машиностроение, 1963. – 232 с.
7. Брондз Л. Д. Влияние шероховатости поверхности на выносливость и эффективность упрочнения ППД титанового сплава ВТ6 / Брондз Л. Д. // Проблемы прочности. – 1980. – № 8. – С. 31–34.

Поступила в редакцию 30.06.2009

Досліджено вплив обробки лопаток компресора із титанового сплаву сталевими кульками у магнітному полі на параметри поверхневого шару і характеристики міцності лопаток. Встановлено формування сприятливих характеристик поверхневого шару порівняно з лопатками, зміцненими за серійною технологією. Запропонований спосіб зміцнення лопаток компресора з тонкими кромками дозволяє диференційовано обробляти перо лопатки без викривлення геометрії. Зміцнення лопаток сталевими кульками у магнітному полі дозволяє суттєво підвищити характеристики міцності лопаток: границя міцності підвищується на 24 % порівняно з лопатками, зміцненими УЗЗ за серійною технологією.

The influence of treatment compressor's blade from titanium alloys by steel spheres into the magnetic field on parameters of coating surface and strengthening blade's behaviour has been researched. The forming of favourable behaviour of coating surface in comparison with blade strengthened by the serial technology has been specified. Proposed method of hardening compressor's blade with thin edge make it possible to differentially treated of blade without the distortion of geometry. The hardening of steel spheres into the magnetic field make it possible to raise strength properties of blade.

УДК 621.9

И. А. Бочарова, О. С. Витренко, Б. С. Воронцов, И. А. Кириченко

НАКАТКА ЗУБЬЕВ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ КОЛЕС МЕТОДОМ ПДУ

Статья посвящена отделочно-упрочняющей обработке зубьев цилиндрических зубчатых колес при помощи накатного инструмента, выполненного в виде однополостного гиперболоида.

Современные высокоскоростные зубчатые колеса любых машин нуждаются в отделочной обработке. При изготовлении зубчатых колес в настоящее время применяется холодное накатывание зубьев вместо зубошевингования. При этом окончательная обработка боковых поверхностей зубьев осуществляется без снятия стружки, посредством пластического деформирования металла в холодном состоянии.

При накатке зубьев зубчатых колес возникает взаимное относительное скольжение профилей зубьев накатника и накатываемого зубчатого колеса, приводящее к перераспределению припуска, движущегося в разных направлениях на противоположных сторонах зубьев. На ведомой стороне профиля зуба колеса металл перемещается от головки и ножки зуба к делительной окружности, где происходит наволакивание металла, образуется выступ. На противоположной стороне профиля зуба металл течет к ножке и головке зуба, что приводит к образованию в зоне делительной окружности впадины. Переменные деформации и течение металла с разных сторон зуба объясняется отсутствием относительного скольжения по делительной окружности, а также переменным его значением на головках и ножках зубьев.

Для получения самых благоприятных условий накатки необходимо стремиться направить скольжение по делительной окружности накатываемого зуба, а затем выровнять его по всему профилю. Такое положение достигается только при скрещенных осях накатываемого колеса и накатника.

При накатке зубчатых колес гиперболоидными накатниками возникает задача определения геометрии накатного инструмента как огибающей накатываемой зубчатой поверхности [1, 2]. Для этого зная профиль накатываемого колеса в виде:

$$\vec{r}_1 = \vec{r}_1(x_1; y_1; z_1)$$

при помощи схемы перехода от поверхности заготовки к поверхности инструмента (рис. 1) найдем его профиль в аналитическом виде:

$$\vec{r}_2 = M_{21} \vec{r}_1.$$

Профиль накатного инструмента, получается в пространственном станочном зацеплении [5] при помощи двухпараметрического огибания, поэтому он неповторяющийся во всех его сечениях, очень сложный и описывается при помощи следующих четырех уравнений:

$$x_2 = x_1 (\sin \varphi_2 \cos \varphi_1 + \sin \varphi_1 \sin \varphi_2 \cos \gamma) + \\ + y_1 (\sin \varphi_2 \cos \varphi_1 \cos \gamma - \sin \varphi_1 \sin \varphi_2) - \\ - z_1 \sin \varphi_2 \sin \gamma + A \cos \varphi_2 - S_0 \sin \varphi_2 \sin \gamma;$$

$$y_2 = x_1 (\sin \varphi_1 \cos \varphi_2 \cos \gamma - \sin \varphi_2 \cos \varphi_1) + \\ + y_1 (\sin \varphi_1 \sin \varphi_2 + \cos \varphi_1 \cos \varphi_2 \cos \gamma) z_1 \cos \varphi_2 \sin \gamma - \\ - S_0 \cos \varphi_2 \sin \gamma - A \sin \varphi_2;$$

$$z_2 = x_1 \sin \varphi_1 \sin \gamma - y_1 \cos \varphi_1 \sin \gamma + \\ + z_1 \cos \gamma + S_0 \cos \gamma + S_T;$$

$$f_1(\kappa; \varphi_1; \psi) = 0.$$

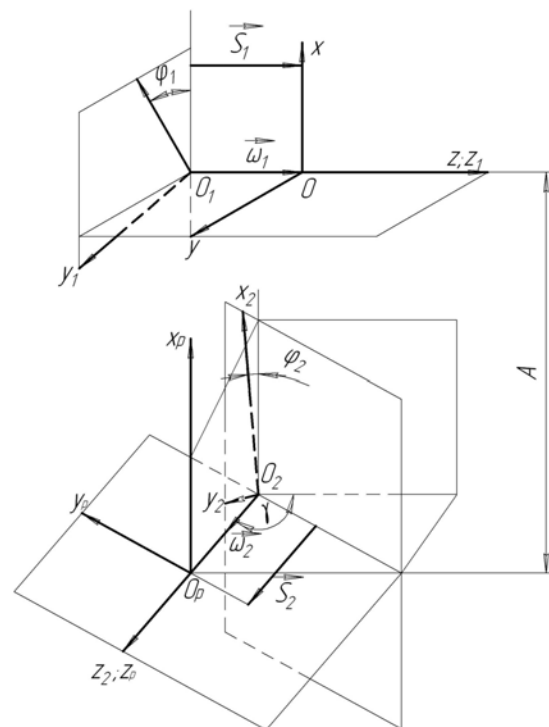


Рис. 1. Схема перехода от поверхности заготовки к поверхности инструмента

Далее возникает задача определения работоспособности накатного инструмента, которая зависит от геометро-кинематических параметров процесса накатки таких как:

1. Относительная скорость скольжения:

$$V_x^{(12)} = -y_1(1 - u_{21} \cos \gamma) - z_1 u_{21} \sin \gamma \cos \phi_1 - Au_{21} \cos \gamma \sin \phi_1;$$

$$V_y^{(12)} = (x_1 - r)(1 - u_{21} \cos \gamma) + z_1 u_{21} \sin \gamma \sin \phi_1 - Au_{21} \cos \gamma \cos \phi_1;$$

$$V_z^{(12)} = -u_{21} \sin \gamma [(x_1 - r) \cos \phi_1 - y_1 \sin \phi_1 + A];$$

2. Суммарная скорость перемещения контактирующих поверхностей:

$$U = \left\{ 2 \frac{\partial F}{\partial \phi_1} [(x_1')^2 + (y_1')^2] + \frac{\partial F}{\partial k} \left(\frac{\partial \bar{r}_1}{\partial k} \bar{V}_{12} \right) + [(x_1')^2 + (y_1')^2] \frac{\partial F}{\partial \psi} \times \left(\frac{\partial \bar{r}_1}{\partial \psi} \bar{V}_{12} \right) \right\} / \sqrt{[(x_1')^2 + (y_1')^2] \left\{ \left[\frac{\partial F}{\partial \psi} \right]^2 + \left[\frac{\partial F}{\partial k} \right]^2 \right\}}.$$

3. Угол между вектором относительной скорости скольжения и направлением контактной линии:

$$\operatorname{tg} \nu_\tau = \left\{ - \frac{\partial F}{\partial \psi} \left(\frac{\partial \bar{r}_1}{\partial \psi} \bar{V}_{12} \right) [(x_1')^2 + (y_1')^2] - \frac{\partial F}{\partial k} \left(\frac{\partial \bar{r}_1}{\partial k} \bar{V}_{12} \right) \right\} / \left[\frac{\partial F}{\partial k} \left(\frac{\partial \bar{r}_1}{\partial \psi} \bar{V}_{12} \right) - \frac{\partial F}{\partial \psi} \left(\frac{\partial \bar{r}_1}{\partial k} \bar{V}_{12} \right) \right] \sqrt{(x_1')^2 + (y_1')^2}.$$

4. Приведенная кривизна контактирующих поверхностей:

$$K_{np} = \left[E_1 \left(\frac{df}{d\psi} \right) - 2F_1 \left(\frac{df}{dk} \cdot \frac{df}{d\psi} \right) + G_1 \left(\frac{df}{dk} \right)^2 \right] / \left\{ \left[\frac{df}{d\phi_1} (E_1 G_1 - F_1^2) + \bar{V}_{12} \frac{d\bar{r}_1}{dk} \left(F_1 \frac{df}{d\psi} - G_1 \frac{df}{dk} \right) + \bar{V}_{12} \frac{d\bar{r}_1}{d\psi} \left(F_1 \frac{df}{dk} - E_1 \frac{df}{d\psi} \right) \right] (E_1 G_1 - F_1^2)^{0,5} \right\}.$$

5. Удельные скольжения на накатном инструменте и накатываемом зубчатом колесе:

$$\eta_1 = \left\{ - \left(\bar{V}_{12} \frac{\partial \bar{r}_1}{\partial \psi} \right) [(x_1')^2 + (y_1')^2] \frac{\partial F}{\partial \psi} - \left(\bar{V}_{12} \frac{\partial \bar{r}_1}{\partial k} \right) \frac{\partial F}{\partial k} \right\} / \frac{\partial F}{\partial \phi_1} [(x_1')^2 + (y_1')^2];$$

$$\eta_2 = 1 - \left\{ \frac{\partial F}{\partial \phi_1} [(x_1')^2 + (y_1')^2] \right\} / \left\{ \frac{\partial F}{\partial \phi_1} [(x_1')^2 + (y_1')^2] - \left(\bar{V}_{12} \frac{\partial \bar{r}_1}{\partial \psi} \right) [(x_1')^2 + (y_1')^2] \frac{\partial F}{\partial \psi} - \left(\bar{V}_{12} \frac{\partial \bar{r}_1}{\partial k} \right) \frac{\partial F}{\partial k} \right\}.$$

После анализа геометро-кинематических параметров процесса накатки были выбраны оптимальные параметры накатного инструмента, определена его конструкция и разработана технология его изготовления. Схема изготовления такого накатника представлена на рис. 2 [3, 4].



Рис. 2. Изготовление гиперболического накатника при помощи круглого резца и прямоугольного долбяка

Дальнейшие экспериментальные исследования подтвердили работоспособность накатного инструмента, доказали, что предложенный инструмент накатывает зуб равномерно по всей его высоте.

Перечень ссылок

1. Гавриленко В. А. Основы теории эвольвентной зубчатой передачи / В. А. Гавриленко. – М. : Машиностроение, 1969. – 432 с.
2. Литвин Ф. Л. Теория зубчатых зацеплений / Ф. Л. Литвин. – М. : Наука, 1968. – 584 с.
3. Пат. 34475 Украина, МПК В23F 9/00. Способ нарезания гиперболоидных зубчатых колес / Витренко А. В., Витренко О. С., Кириченко И. А.; заявитель и патентообладатель ВНУ им. В. Даля. – № u 2008 03692 ; заявл. 24.03.2008; опубл. 11.08.2008, Бюл. № 15.
4. Пат. 40480 Украина, МПК В23F 9/00. Способ нарезания гиперболоидных зубчатых колес / Витренко А. В., Витренко О. С., Кириченко И. А.; заявитель и патентообладатель ВНУ им. В. Даля. – № u 2008 13259 ; заявл. 17.11.2008 ; опубл. 10.04.2009, Бюл. № 7.
5. Родин П. Р. Основы проектирования режущих инструментов / П. Р. Родин. – К. : Вища школа, 1990. – 424 с.

Поступила в редакцию 01.07.2009

Стаття присвячена оздоблювально-зміцнюючій обробці зубців циліндричних зубчатих коліс за допомогою накатного інструменту, виконаному у вигляді однополосного гіперболоїда.

The article deals with the problems of finishing and strengthening body of rotation type machine-parts by means of knurls made of one sheet hyperboloid type blanks.

УДК 621.824

В. И. Калиуш

ВЛИЯНИЕ ФИНИШНО-УПРОЧНЯЮЩЕЙ ОБРАБОТКИ НА ВЫНОСЛИВОСТЬ ШЛИЦЕВЫХ ВАЛОВ

В настоящей работе представлены результаты исследования выносливости и износостойкости шлицевого вала после различных методов финишно-упрочняющей обработки поверхностного слоя детали.

Среди разрушений шлицевых валов от усталости часто встречающимися в практике эксплуатации энергетических установок являются разрушения по переходной галтели шлицев (по радиусу перехода профиля шлица во впадину). Разрушения происходят вследствие повышенной концентрации напряжений в галтели, а также, в большинстве случаев, от недостаточно благоприятных в отношении усталости свойств поверхностного слоя детали.

С целью повышения усталостной прочности и износостойкости шлицевые соединения, как правило, подвергают химико-термической обработке (ХТО). Однако диффузионно насыщенные слои, как известно, не лишены элементов, способствующих преждевременному возникновению разрушения. Таковыми являются, например, хрупкая ϵ - фаза на поверхности азотированного слоя, а также возможная его пористость, наличие микротрещин и т.д. Отсутствия вышеуказанных дефектов в строении слоя с технологической точки зрения достигают путем механического их снятия (шлифования слоя).

Кроме того, при диффузионном насыщении поверхности происходит потеря точности геометрических размеров, достигнутой на предшествующих операциях механической обработки, что также требует последующего шлифования поверхности.

Шлифование, несмотря на свою эффективность, может оставлять за собой и негативные последствия, такие как наведение остаточных напряжений растяжения, прижоги, шаржирование поверхностного слоя частицами абразива и т.д.

Таким образом, актуальным остается вопрос о дополнительном упрочнении поверхности, что достигается путем последующего введения поверхностного пластического деформирования (ППД). Как показывают многочисленные исследования, комплексное упрочнение поверхности ХТО и ППД является весьма перспективным и заслуживающим дальнейшего исследования направлением на пути повышения выносливости деталей.

В настоящей работе представлены результаты исследования выносливости и износостойко-

сти шлицевого вала винта авиадвигателя АИ-20 после различных методов финишно-упрочняющей обработки поверхностного слоя.

Конструктивно деталь выполнена в виде цилиндра с фланцевой частью и расположенными на фланце торцевыми шлицами Хирта. Формообразование шлицев выполняется фрезерованием с последующим их шлифованием с целью обеспечения требуемой точности. Далее по технологии завода-изготовителя шлицевый венец подвергается жидкостному азотированию. Глубина поверхностного слоя составляет при этом 0,3...0,5 мм.

Для проведения исследований использовали два вала, изготовленных по заводской технологии. Один из них испытывался без внесения каких-либо изменений в технологию производства.

В качестве мероприятий, направленных на увеличение ресурса работы детали с точки зрения усталости применяли ультразвуковое упрочнение шариками (УЗУ) как один из методов ППД, эффективно использующийся в настоящее время в машиностроении. Подвергали УЗУ шлицы и фланцевую область вала, где наиболее вероятно разрушение от эксплуатационных нагрузок. Процесс упрочнения выполнялся с режимами, принесшими наибольший прирост предела выносливости другой детали этого же двигателя – вала-рессоры, изготовленного из стали 40ХНМА-Ш, как и рассматриваемое изделие [1].

Как известно, наиболее характерным разрушением шлицевых соединений, наряду с усталостным, является фреттинг-износ. С целью его предотвращения широкое распространение имеет нанесение дисульфидмолибденовых покрытий на контактируемые поверхности. Однако к каким результатам приведет этот метод, примененный после УЗУ, достоверных сведений в литературных источниках не обнаружено. Поэтому было принято решение о нанесении дисульфидмолибденового покрытия на шлицы вала.

Таким образом, поверхностный слой второй детали после азотирования наклепывался шариками и натирался дисульфидмолибденовым порошком.

Динамические испытания валов производили на специальной установке, конструктивная схе-

ма которой представлена на рис. 2. Предварительно, перед их проведением и сборкой установки, фланец детали препарировался тензодатчиками, после чего втулка воздушного винта собиралась с валом и закреплялась с помощью шестнадцати шпилек. Момент их затяжки контролировался динамометрическим ключом.

При работе установки вал винта подвергался циклическому изгибному нагружению с базой $N = 2 \cdot 10^6$ циклов, что соответствовало наработке двигателя за межремонтный ресурс на взлетном режиме (около 1500 часов). Частота нагружений, задаваемая электроприводом, и их величина были эквивалентны нагрузкам, замеренным при тензометрировании детали в полете летательного аппарата на взлетном режиме.

Изгибающий момент создавался за счет дисбаланса вращающегося эксцентрика. Напряжения на валу в процессе испытаний задавались и контролировались по тензорезисторам, наклеенным в месте воздействия максимальных напряжений ($y = 16 \text{ кг/мм}^2$). Месторасположение их определено при тензометрировании в полете самолета.

После проведения первого этапа испытаний, когда нагружению подвергался исходный вал, изготовленный по серийной технологии, получена следующая картина распределения напряжений по его фланцу (рис. 1, а) На рисунке за единицу приняты действующие напряжения максимальной величины. Все остальные значения представлены в процентном соотношении до максимальных.

В качестве критерия оценки износа торцевых шлицев принимали изменение момента затяжки гаек крепления втулки к валу. Такое решение принято из тех соображений, что вследствие износа шлицев происходит изменение их геометрических параметров в сторону ослабления, а, следовательно, и изменение моментов затяжки гаек.

Начальный момент затяжки составлял 20 кг/м. После базы испытаний производили определение остаточного момента затяжки (отворот гайки и снова затяжка до метки). Результаты представлены на графике (рис. 3) для всех шестнадцати шпилек.

После базы испытаний установка демонтировалась. Вал промывали от продуктов износа и подвергали магнитопорошковому контролю. Было обнаружено 34 трещины, расположенных по фланцу и по шлицам детали.

В процессе проведения второго этапа испытаний, когда нагружался вал с УЗУ и дисульфидмолибденовым покрытием шлицев, наблюдали следующее распределение напряжений (рис. 1, б).

Из рисунка следует, что уровень эксплуатационных напряжений несколько снизился при том же нагружении вала, что можно объяснить

не чем иным, как наведением остаточных напряжений сжатия в поверхностном слое детали после УЗУ, уменьшающих величину эксплуатационных.

Остаточный момент затяжки гаек изменился меньше, чем в первом случае (рис.3), что есть результатом менее интенсивного износа шлицев из-за наличия дисульфидмолибденового покрытия.

После демонтажа установки и магнитопорошкового контроля испытанного вала трещин на шлицах и по фланцу не обнаружено.

Таким образом, проведенные исследования показывают следующее:

1. УЗУ шариками поверхности вала приводит к повышению его выносливости вследствие наведения сжимающих остаточных напряжений или повышения их уровня, обеспеченного азотированием. Свидетельством этого является отсутствие трещин на упрочненной шариками детали.

2. Дисульфидмолибденовое покрытие, нанесенное после УЗУ, способствует снижению износа трущихся поверхностей шлицевого соединения по причине увеличения микротвердости поверхности и уменьшения коэффициента трения в сопряжении «вал-втулка».

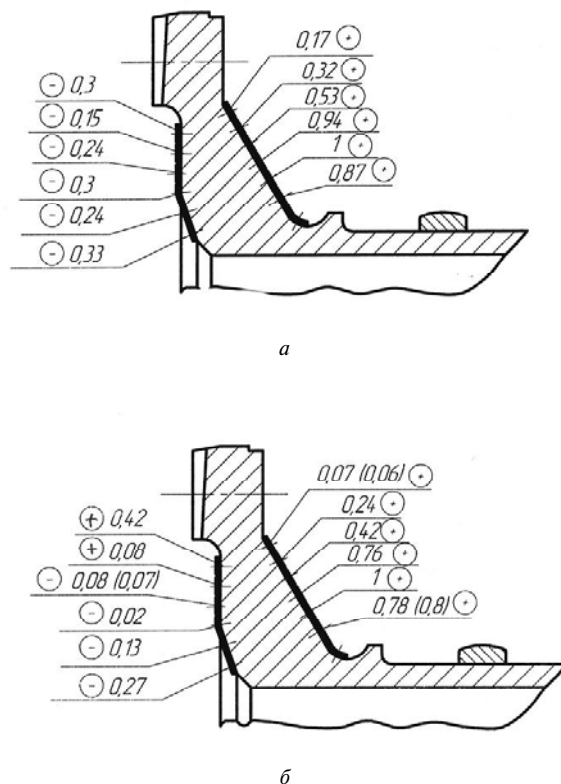


Рис. 1. Распределение напряжений по сечению при испытаниях вала с серийной технологией изготовления (а), и вала, подверженного УЗУ с дисульфидмолибденовым покрытием (б)

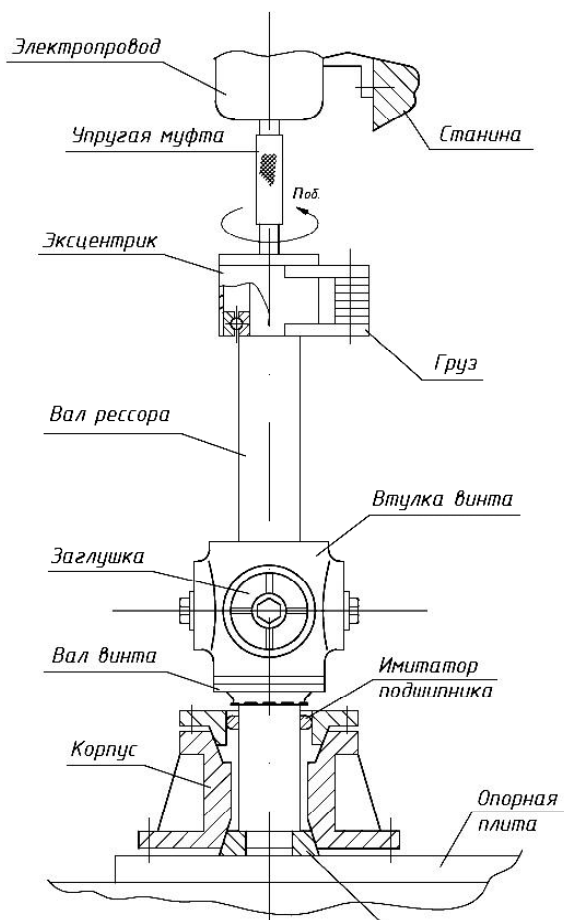


Рис. 2. Схема экспериментальной установки



Рис. 3. Остаточный момент затяжки гаек крепления винта после испытаний на выносливость

Перечень ссылок

1. Калиуш В. И. Комплексное упрочнение шлицевых валов / В. И. Калиуш, М. И. Гребенников // Вестник двигателестроения. — № 2. — 2006. — С. 134-136.

Поступила в редакцию 01.07.2009

У даній роботі представлено результати дослідження витривалості і зносостійкості шлицевого вала після різних методів фінішно-зміцнюючої обробки поверхневого шару деталі.

In the present work results of research of endurance and wear resistance шлицевого a shaft after various methods of финишно-strengthening processing a superficial layer of a detail are presented.

УДК 621.438.002.2

Ю. С. Кресанов, А. Я. Качан, В. В. Чигиринский, А. Н. Бень

ВЛИЯНИЕ ПАРАМЕТРОВ ГОРЯЧЕГО ВЫДАВЛИВАНИЯ ЗАГОТОВОК РАБОЧИХ ЛОПАТОК КОМПРЕССОРА НА КАЧЕСТВО ИХ ИЗГОТОВЛЕНИЯ

В работе представлены основные результаты экспериментальных исследований влияния параметров горячего выдавливания заготовок лопаток на качество их изготовления.

Постановка проблемы и ее связь с практическими задачами

Изготовление заготовок рабочих лопаток (ЗЛ) компрессора методом горячего выдавливания под последующее холодное вальцевание должно обеспечивать низкую шероховатость поверхностей пера, так как после вальцевания в дальнейшем механическая обработка не производится.

Горячее выдавливание заготовок рабочих лопаток с развитым хвостовиком из нержавеющей стали и титановых сплавов производят в разъемных матрицах. Отличительной особенностью процесса является то, что заготовки перед выдавливанием покрывают гальванической медью, которая является дополнительной смазкой и исключает в сложных условиях деформации схватывание основного материала с материалом инструмента [1].

Однако в производстве ЗЛ периодически возникает проблема, связанная с обеспечением требуемой геометрии и шероховатости поверхности пера (наличие рисок) и низкой стойкостью штампов.

Цель работы — определение влияния параметров горячего выдавливания заготовок рабочих лопаток из титанового сплава ВТ8 на качество их изготовления.

Содержание и результаты исследований

Исследования проводились при горячем выдавливании заготовок рабочих лопаток из титанового сплава ВТ8 для компрессора авиационного двигателя ТВ3-117ВМА-СБМ1 на кривошипном одношестеренчатом прессе усилием 1000 кН в разъемных штампах в соответствии с серийным технологическим процессом (рис. 1-3).

При выдавливании ЗЛ по данной технологии периодически наблюдается образование продольных рисок на поверхности пера, что повышает ее шероховатость и не позволяет обеспечить качество изготовления лопаток при последующем холодном вальцевании пера (рис. 4).

Так как процесс горячего выдавливания ЗЛ осуществляют при достаточно высокой температуре (890 °С) и для улучшения работы штамп

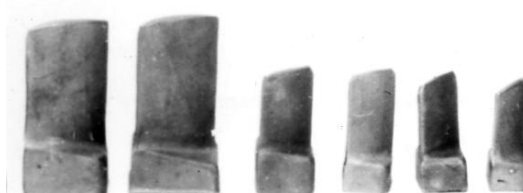


Рис. 1. Номенклатура выдавленных заготовок лопаток из сплава ВТ8



Рис. 2. Разъемная матрица для выдавливания

нагревают до 150...200 °С, то в процессе выдавливания склонный к адгезии титановый сплав схватывается с материалом штампа. Частицы титанового сплава, налипшие на штамп в процессе выдавливания, имеют высокую твердость, вследствие их наклепа, и являются основной причиной образования рисок на поверхности пера ЗЛ.

В ходе выполнения исследований процесса горячего выдавливания рабочих лопаток из титанового сплава ВТ8 определялось влияние на качество изготовления температуры деформации,



Рис. 3. Пресс и оснастка для выдавливания



Рис. 4. Выдавленная заготовка лопатки с рисками

толщины медного покрытия исходной заготовки (ИЗ) и ее формы перед выдавливанием, смазки, скорости деформирования, упрочняющих покрытий штампа и шероховатости поверхности (глубины рисок).

Таблица 1 — Результаты исследования влияния температурных условий деформации на качество изготовления заготовок лопаток

Температура нагрева заготовок, °С	Количество исследуемых ЗЛ	Количество ЗЛ, шт.				% годных ЗЛ
		Соответствие образцу по шероховатости	Незаполнение радиусной поверхности хвостовика	Несоответствие образцу по шероховатости	Заковы по хвостовику	
890	1356	1176	79	97	2	86,2
910	1323	33	82	896	8	11,8
930	100	5	30	95	—	0
950	—	—	—	—	—	—

Влияние температуры деформации

Исследования проводились на рабочих лопатках 12-й ступени компрессора авиационного двигателя ТВЗ-117ВМА-СБМ1 с толщиной медного покрытия ИЗ, предусмотренной технологическим процессом (9...12 мкм). Были исследованы 4 интервала нагрева ИЗ, находящиеся выше технологической температуры на 20, 40, 60 и 80 °С, то есть при температуре ИЗ 890, 910, 930 и 950 °С. Критерием оценки каждого температурного интервала нагрева служило состояние поверхности ЗЛ, штампов и условия заполнения радиусных поверхностей хвостовика лопатки. Оценка шероховатости поверхности ЗЛ производилась на основании действующего эталона, состояние поверхности штампов оценивалось количеством зачисток его поверхности, геометрия хвостовика — по чертежу. Результаты исследований приведены в таблице 1.

Проведенные исследования (табл. 1) свидетельствуют о том, что повышение температуры нагрева исходных заготовок под выдавливание ухудшает качество полученных заготовок лопаток по всем оценочным критериям (качество поверхности, заковы по хвостовику, незаполнение радиусных поверхностей хвостовика). Малое количество исследованных при температуре 930 °С заготовок объясняется крайне неудовлетворительным состоянием заготовок лопаток (рис. 5, см. табл. 1). В связи с этим обстоятельством, выдавливание заготовок лопаток при температуре нагрева 950 °С в дальнейшем не производилось.

Исследования показывают, что повышение температуры нагрева заготовок перед выдавливанием приводит к резкому ухудшению их качества. Это связано с тем, что повышение температуры нагрева ИЗ приводит к существенному окислению медного покрытия и при выдавливании происходит непосредственный контакт материала пера лопатки с материалом штампа.

Следовательно, рабочей температурой горячего выдавливания, определяющей удовлетворительное качество получаемых ЗЛ (при покрытии ИЗ медью толщиной 9...12 мкм) является температура 830...870 °С.

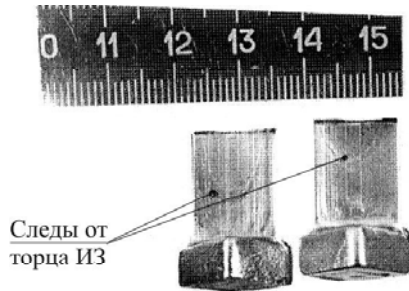


Рис. 5. Состояние поверхности заготовок лопаток при выдавливании при температуре 930 °С

Влияние толщины медного покрытия

В связи с появляющимися случаями получения неудовлетворительной шероховатости поверхности пера на выдавленных ЗЛ (наличие рисок) исследовалось влияние толщины медного покрытия и способ его нанесения на качество изготовления. Исследования проводились на заготовках рабочих лопаток 7 ступени компрессора по 3-м градациям толщины медного покрытия, нанесенного гальваническим методом: 4...6 мкм (меньше принятой по технологии), 9...12 мкм (соответствующее технологии) и 20...25 мкм. Для прослеживания динамики образования рисок визуальному осмотру подвергалась каждая 5-я выдавленная ЗЛ. Установлено, что толщина медного покрытия в пределах 4...6 мкм приводит к образованию рисок уже на 5-й ЗЛ (рис. 6, а), 9...12 мкм медного покрытия – к образованию рисок на 40...50 ЗЛ (рис. 6, б), а толщина медного покрытия 20...25 мкм – к образованию рисок на 80...90 ЗЛ (рис. 6, в).

Опыт серийного изготовления ЗЛ подтверждает выводы проведенных исследований, так как попавшие в производство ИЗ с толщиной медного покрытия менее 6 мкм вызывали резкое ухудшение состояния поверхности пера ЗЛ.

Исследование влияния конструктивных особенностей матрицы и геометрии торца исходной заготовки на образование не только повышенной шероховатости пера выдавливаемой ЗЛ, но и несоответствия в виде закова проводилось на ЗЛ 5 ступени компрессора указанного двигателя.

Анализ изготовленных методом последовательного приближения к окончательному размеру ЗЛ путем постепенного увеличения длины выдавливаемого пера (рис. 7) показал, что в первоначальный момент происходит осадка цилиндра на выступающей части матрицы, образующей полочку хвостовика. При этом образующие цилиндрической заготовки еще не касаются стенок матрицы, и происходит дальнейшее увеличение наплыва, а к моменту касания цилиндрической заготовки стенок матрицы этот наплыв имеет максимальные размеры (рис. 8, а).

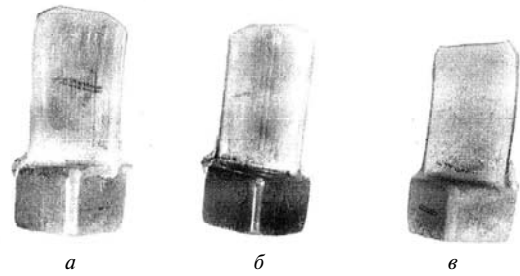


Рис. 6. Состояние поверхности заготовки лопатки 7 ступени компрессора с различной толщиной медного покрытия:

- а – 5-я лопатка с толщиной медного покрытия 4...6 мкм;
- б – 50-я лопатки с толщиной медного покрытия 9...12 мкм;
- в – 80-я лопатка с толщиной медного покрытия 20...25 мкм.



Рис. 7. Заготовки лопаток 5 ступени компрессора, выдавленные с постепенным увеличением длины пера

В то время, когда выдавленная заготовка соприкасается с плоскостями, образующими полочку хвостовика, происходит вовлечение образовавшейся складки на заготовке в перо лопатки (рис. 8, б). Образование указанного несоответствия происходит в виду конструктивных особенностей матрицы и применяемой для выдавливания ИЗ.

В связи с тем, что круглая заготовка помещается в контейнер матрицы с неравномерным зазором по боковым сторонам, максимальный из которых достигает 1,35 мм на сторону, она может случайно устанавливаться в контейнере как показано на рис. 9.

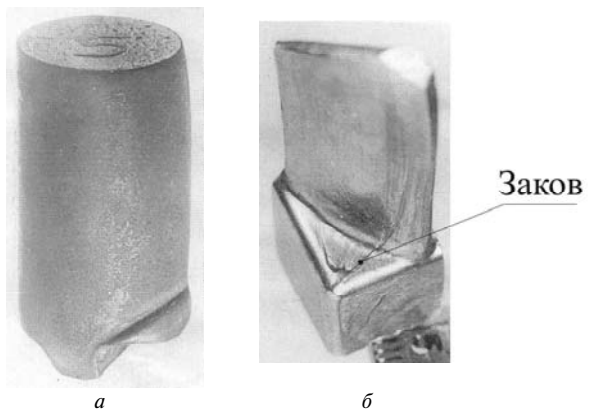


Рис. 8. Образование закова на заготовке лопатки 5 ступени компрессора:
а – в начальной стадии; б – в конечной стадии

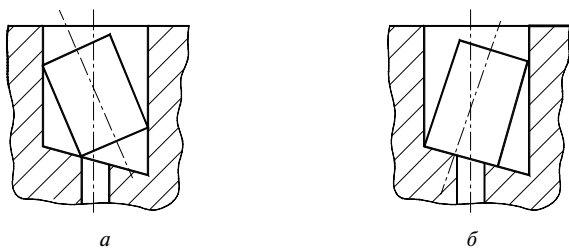


Рис. 9. Возможные положения ИЗ в контейнере матрицы:
 а – неблагоприятное положение; б – благоприятное положение

Наличие скоса на дне контейнера и острая кромка на торце круглой заготовки также способствует образованию закова в первоначальный момент осадки прутка (рис. 9, а). Другое крайнее положение круглой заготовки в контейнере (рис. 9, б) является более благоприятным и не приводит к образованию заковов, т.к. в этом случае выдавливаемый металл склонен сразу вовлекаться в перьевую часть матрицы.

Так как положение заготовки в контейнере является случайным и не может контролироваться рабочим, то в результате изготовления ЗЛ величина несоответствий по заковам достигает 2...6 %. Кроме того, возникновению несоответствий способствует неперпендикулярность торцев ИЗ.

Следует также отметить, что на образование заковов не оказывает существенного влияния колебание значений толщины покрытия и применяемой смазки в пределах, установленных технологическим процессом, так как в процессе изготовления заготовок лопаток анализируемой партии использовалось большое количество серийных штампов, покрытий и смазки, а процент несоответствия во всех случаях колебался в указанном диапазоне.

Из данных таблицы 2 следует, что лопатки 5, 6 и 12 ступеней, на которых наблюдается повы-

шенное несоответствие по заковам, имеют наибольший зазор в полости контейнера, который составляет соответственно 1,36; 1,15 и 1,04 мм для нагретых до температуры штамповки ИЗ.

Таким образом, причиной образования заковов при выдавливании ЗЛ 4...12 ступеней из титанового сплава ВТ-8 является сочетание двух неблагоприятных факторов: наличие острой кромки на используемой для выдавливания ИЗ, отклонение ее от продольной оси в контейнере матрицы ввиду наличия зазора и скоса по дну матрицы из-за конструктивных особенностей хвостовика лопатки.

Ввиду сложности уменьшения зазора ИЗ в матрице из-за условий укладки ее в штамп было проведено исследование влияния формы торца ИЗ на образование заковов. Были испытаны ИЗ 5 ступени с фаской $2 \times 45^\circ$ и радиусом $R 3$ (мм) по торцу. На партии по 50 шт. ИЗ с фаской и радиусом округления показали полное отсутствие заковов, что объясняется формой торца ИЗ. Такая форма торца ИЗ исключает смятие и заков кромки при случайном неблагоприятном ее положении в контейнере матрицы, так как в этом случае выдавливаемый металл склонен сразу вовлекаться в перьевую часть матрицы (рис. 10).

Исследования, проведенные на 1000 штук ИЗ 6 ступени компрессора с радиусом перехода торцевой поверхности в цилиндрическую $R 4^{+2}$ (мм), показали, что несоответствия по заковам полностью устранились, а шероховатость поверхности улучшилась более, чем в 2 раза. При этом следует отметить, что след от торца ИЗ с острой кромкой на пере ЗЛ, который иногда приводил к окончательному несоответствию, также полностью устранился (рис. 11), а количество зачисток (полировок) ручья штампа от налипших частиц титанового сплава уменьшилось в 4...5 раз (при ИЗ с острой кромкой ($R 0,1...0,4$) полировка ручья матрицы производилась через 200...250 выдавленных ЗЛ).

Таблица 2 – Анализ положения исходной заготовки в контейнере матрицы для различных ступеней заготовок лопаток

Номер ступени	Размер ИЗ, мм		Размер контейнера матрицы, мм		Зазор между ИЗ и контейнером матрицы при температуре штамповки, мм		Количество, шт		Несоответствия, %
	диаметр $d_{0,2}$	длина $l \pm 0,5$	«а»	«б»	макс.	мин.	изготовл. ЗЛ	заковов	
4	13,0	32,5	15,62	13,69	1,36	0,30	11016	322	2,9
5	12,4	25,0	14,61	12,88	1,15	0,19	9165	517	5,6
6	10,7	21,5	12,30	11,59	0,85	0,40	5500	267	4,8
7	10,7	21,5	12,42	11,59	0,91	0,40	10800	235	2,1
8	10,7	21,5	12,61	11,59	1,00	0,40	9214	317	3,4
9...12	10,7	21,5	12,67	11,09	1,04	0,15	9692	624	6,5

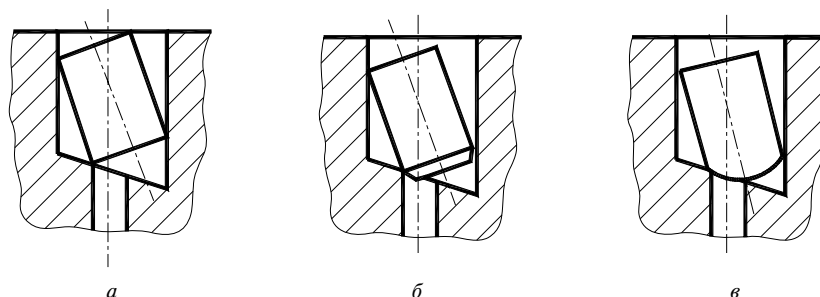


Рис. 10. Схема неблагоприятного положения исходной заготовки в контейнере матрицы при различной форме пера: *а* – серийная заготовка; *б* – с фаской по торцу $2 \times 45^\circ$; *в* – с радиусом $R\ 3\ \text{мм}$

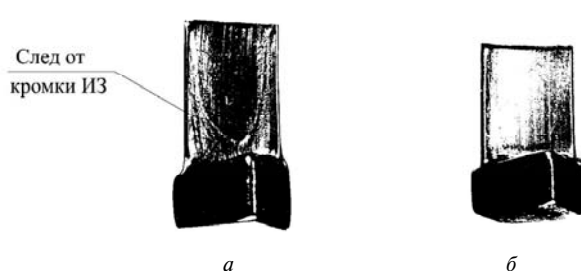


Рис. 11. Внешний вид заготовок лопатки 6 степени компрессора, выдавленных из серийной заготовки (*а*) и заготовки с радиусом по торцу $R4$ (*б*)

Таким образом, применение круглой заготовки с радиусом между торцем и цилиндрической поверхностью $R\ 4^{+2}$ (мм) позволяет устранить несоответствие по заковам, уменьшить ручную зачистку в 2 раза и повысить стойкость штампов на 10 %.

Влияние скорости деформирования

Поверхностные повреждения определяли на одном и том же комплекте штампов при выдавливании ЗЛ 9 степени в количестве по 200 штук на каждой выбранной скорости. Ввиду ограниченных технических возможностей выдавливание осуществлялось только на 2-х скоростях: на прессе фирмы «Вайгартен» (Германия) с 40 ходами в мин и кривошипном прессе модели К2130 с 80 ходами в мин.

Исследования показали, что уменьшение скорости деформирования приводит к улучшению состояния поверхности пера ЗЛ и не вызывает другие нежелательные отклонения геометрии выдавленных ЗЛ (искривление пера, появление заусенцев в местах около хвостовика за счет упругой деформации, повлекшей раскрытие матрицы) (рис. 12).

Это связано с тем, что повышение скорости деформации вызывает увеличение сопротивления выдавливанию, вызванное уменьшением времени протекания разупрочняющих процессов (рис. 13) [2].

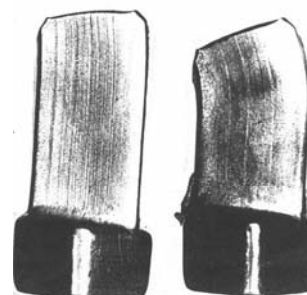


Рис. 12. Заготовки лопаток 9 степени, выдавленные со скоростью $40\ \text{мин}^{-1}$ (*а*) и $80\ \text{мин}^{-1}$ (*б*)

Следовательно, выдавливание титанового сплава ВТ8 с меньшей скоростью приводит к более благоприятному течению металла и позволяет ликвидировать искривление пера. Однако фактор скорости деформирования не решает принципиально вопрос улучшения качества поверхности заготовок лопаток. Поэтому было проведено исследование по определению влияния вида смазки на процесс выдавливания.

Влияние вида смазки на процесс выдавливания

Оценка влияния смазок на состояние поверхности ЗЛ производилась как при смазке непосредственно ИЗ перед нагревом, так и при смазке матрицы.

В качестве смазки при горячем экструдировании ЗЛ из сплава ВТ8 применялся слой меди толщиной 6...15 микрон, наносимый на ИЗ гальваническим способом. Для обеспечения сцепления меди с титаном предварительно производится никель-хлористая обработка, образующая на поверхности заготовки 1...2 микрона никеля.

Основное назначение смазки состоит в разделении скользящих поверхностей, которыми при экструдировании являются заготовка и штамп. Недостатком применяемой в производстве смазки является зависимость ее смазывающей способности от толщины слоя меди и никеля и строгости соблюдения гальванического процесса.

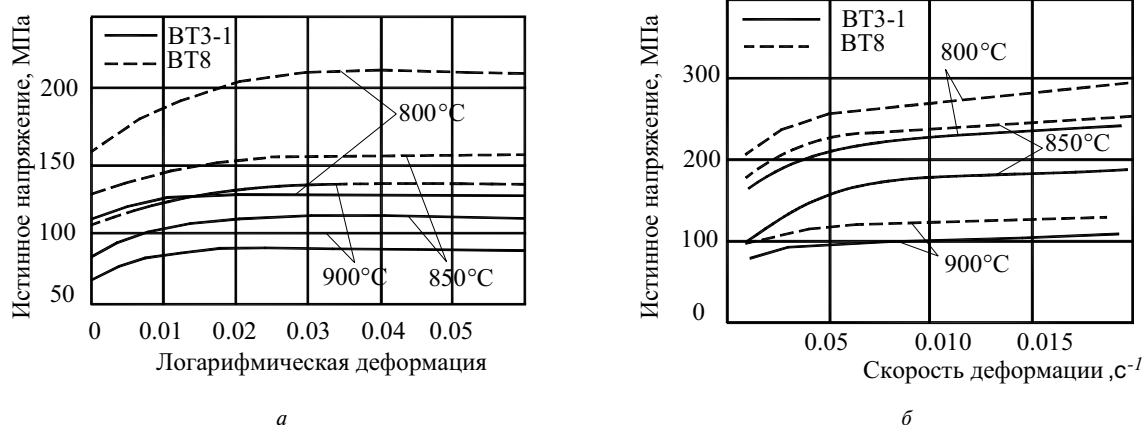


Рис. 13. Зависимость истинного напряжения сплавов VT3-1 и VT8 при деформации растяжения (а) и скорости деформации (б)

С целью подбора новой смазки, отвечающей поставленным требованиям к ЗЛ, был исследован целый ряд смазок ИЗ, которые должны также отвечать следующим условиям:

- технологичности нанесения на поверхность заготовки и ее удаление;
- низкой токсичности;
- высокоэффективной смазывающей способности;
- способности выдерживать температуру до 950 °С в процессе нагрева заготовки в течение 5...15 минут;
- создавать равномерную жаростойкую пленку на поверхности ИЗ, предотвращающую прилипание выдавливаемой ЗЛ к штампу и обеспечивающую заполнение гравюры штампа.

В работе были опробованы следующие виды смазки для заготовок (табл. 3).

Смазки №№ 1...7 наносились на поверхность заготовок кисточкой или пульверизатором, а затем просушивались на воздухе в течение 2-х часов или в термощкафе в течение 20-30 минут (смазка № 7). Критерием оценки пригодности каждой смазки являлась шероховатость поверхности, геометрические размеры получаемой детали и состояние поверхности штампа.

В результате испытания указанных смазок установлено, что только смазка № 5 обеспечила удовлетворительную шероховатость пера, но при этом некоторые ЗЛ имели заковы по полочке хвостовика со стороны корыта. Дополнительное опробование смазки № 5 показало, что она не обеспечивает требуемую шероховатость поверхности.

Смазка № 7 наносилась на предварительно омедненную ИЗ с толщиной медного покрытия 9-10 мкм. При этом отмечается ее плохая смачиваемость, а состояние поверхности не отличалось от чистого медного покрытия толщиной 9...15 мкм.

Стеклосмазка ЭВТ-8 (№ 8) показала некоторое растрескивание пера ЗЛ (рис. 14) и при этом хвостовик имеет по граням и углам незаполнение из-за скопления эмали в этих местах в матрице, кроме того, ее нанесение и удаление сопровождается значительным увеличением трудоемкости. Нагрев в смеси солей бария и натрия (рабочая температура расплава 680-1050 °С) показал, что поверхность пера ЗЛ аналогична покрытым эмалью ЭВТ-8. Наблюдается лучшее заполнение углов хвостовика ЗЛ из-за меньшей вязкости покрытия.

Исследованные смазки не нашли применение в производстве из-за выявленных недостатков.

Вместе с исследованием смазок, наносимых на ИЗ, были испытаны смазки для штампов (табл. 4) в сравнении с используемой смазкой (графит мелкодисперсный (30%) и машинное масло (70 %)).

Все исследованные смазки матрицы показали неудовлетворительный результат по токсичности (№ 12) и по состоянию поверхности (№ 3).



Рис. 14. Заготовка лопатки 4 степени компрессора, выдавленная с покрытием ЭВТ-8

Таблица 3 – Виды исследуемых смазок

№№ смазки	Наименование компонентов	Количество в частях	
1	Медь порошок	4	
	Свинец "..."	2,5	
	Эвтектика: натрий хлористый 44%	3,5	
	Натрий углекислый 33 %		
	Калий углекислый 3 %	170	
2	Жидкое стекло + вода в соотношении 1:1	6,5	
	Графит		
	Эвтектика		3,5
	Жидкое стекло + вода в соотношении 1:1		170
3	Нитрид бора	2	
	Алюминиевый порошок	3	
	Лак КО-08	100	
4	Борный ангидрид	6	
	Окись кремния	2	
	Окись кобальта	0,5	
	Нитрид бора	3	
	Медь порошок	6	
	Лак КО-08	100	
	5	Графит	6,4
		Эвтектика	3,5
Нитрид бора		2,5	
Алюминиевый порошок		2,5	
Жидкое стекло и вода в соотношении 1:1		170	
6	Окалина железа	15	
	Алюминиевый порошок	4	
	Эвтектика	3,5	
	Жидкое стекло и вода 1:1	170	
7	Фтористый кальций	100	
8	Стекло смазка ЭВТ-8	100	
9	Нагрев в соляной ванне:		
	Хлористый барий ($BaCl_2$)	70	
	Натрий хлористый ($NaCl$)	30	

Таблица 4 – Смазки, наносимые на матрицу

№№ смазки	Наименование компонентов	Количество в частях
1	Олеиновая кислота	10
	Графит	10
	Цилиндровое масло	80
2	Парафин	20
	Трихлорэтилен	10
	Графит	10
3	Цилиндровое масло	60
	Алюминиевая пудра	15
	Нитрид бора	10
	Касторовое масло	75

Влияние материала матрицы

Одним из важных элементов получения требуемой шероховатости ЗЛ методом выдавливания является деформирующий инструмент.

Известно, чем выше твердость рабочей поверхности деформирующего инструмента, тем выше его износостойкость и лучше необходимая шероховатость поверхности выдавливаемой ЗЛ. Матрицы для выдавливания изготавливаются из стали 4Х4ВМФС (ДИ22), которая после термообработки имеет твердость HRC 48...53. Работа матриц с такой твердостью дает очень низкую стойкость, составляющую до 100 выдавленных ЗЛ. Поэтому рабочую часть матрицы для повышения твердости и износостойкости наплавляют мартенситостареющим сплавом. После термообработки рабочая часть матрицы имеет твердость HRC 60...65, что увеличивает стойкость инструмента в 10 раз.

Исследования влияния толщины наплавки мартенситостареющего сплава 0,5 мм и 1,0...1,5 мм показали, что толщина наплавки 1,0...1,5 мм является приемлемой, так как наплавленный рабочий пояс в дальнейшем механически обрабатывается. При толщине наплавки 0,5 мм обнажается при доводке переходная зона, которая имеет значительно низкую твердость, равную твердости основного металла матрицы (HRC 4852).

Влияние технологической наследственности

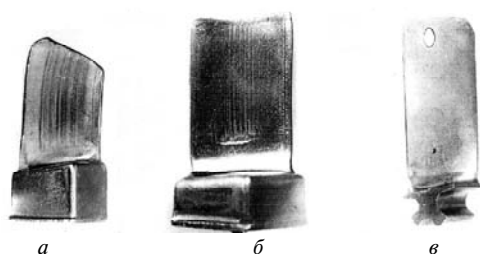
Наследственность полученной шероховатости поверхности (риски) на перьевой части ЗЛ была **исследована** при изготовлении рабочих лопаток **методом холодного вальцевания**. Для исследования были отобраны ЗЛ 6 и 9 ступеней компрессора с характерными рисками. Глубина рисков и шероховатость поверхности пера ЗЛ и лопаток до и после вальцевания измерялась на двойном микроскопе Линника. ЗЛ 6 ступени перед вальцеванием имели глубину рисков 0,054 мм, что соответствовало шероховатости поверхности R_a 12,5 мкм, а 9 ступени – 0,025 мм и R_a 6,3 мкм.

ЗЛ указанных ступеней исходной шероховатости (без механической обработки по перу) прошли калибровку методом вальцевания.

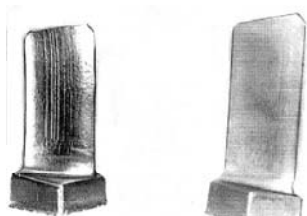
При этом на ЗЛ 6 ступени после вальцевания (калибровка) глубина рисков составила 0,006 мм, что соответствует шероховатости R_a 0,8 мкм, а на ЗЛ 9 ступени – 0,008 мм и R_a 1,6 мкм. Затем после закалки, травления и механической обработки хвостовика ЗЛ проходили 3 операции холодного вальцевания пера (калибровка, первое и второе вальцевание).

После проведения трех переходов холодного вальцевания шероховатость поверхности пера окончательно провальцованных лопаток стала соответствовать R_a 0,4 мкм. Таким образом, шеро-

ховатость пера ЗЛ не хуже R_a 12,5 мкм (с продольно расположенными рисками) позволяет получать методом холодного вальцевания требуемую по нормативной конструкторской документации шероховатость пера лопаток компрессора из титанового сплава BT8. При этом необходимо отметить, что поперечные риски на пере лопаток, вызванные местной зачисткой абразивным кругом, не всегда удаляются в процессе вальцевания и являются концентраторами напряжений, приводящие к образованию трещин. Такие поперечные риски не допустимы и должны быть удалены методом полирования. Кроме того, грубая местная зачистка пера ЗЛ приводит к нарушению геометрии профиля, что при последующем холодном вальцевании вызывает неравномерные обжатия и, как следствие, к получению «саблевидности» пера.



а б в
Заготовка лопатки 6 ступени



г д
Заготовка лопатки 9 ступени

Рис. 15. Влияние рисок на шероховатость поверхности лопаток при вальцевании:

а – после выдавливания; б – после калибровки вальцеванием; в – после 3-х переходов холодного вальцевания; г – после выдавливания; д – после калибровки вальцеванием

Перспективы дальнейших исследований

Полученные результаты проведенных исследований по стойкости инструмента и повреждаемости поверхности при выдавливании ЗЛ компрессора из титанового сплава BT8 показывают, что перспективными являются исследования, направленные на улучшения износостойкости материала инструмента (например, применения вставок из твердого сплава в основной матрице), поиск других видов покрытия ИЗ и установлению новых термомеханических (например, скорости) и термовременных условий деформации, а также нагрева ИЗ в защитной среде (например, аргоне).

Заключение

1. Проведенные исследования показали, что наиболее эффективным средством от налипания титана при выдавливании является медное покрытие ИЗ толщиной 15...18 мкм, которая должна иметь скругление одного торца радиусом R 2...4 мм, что позволяет получать качественную поверхность ЗЛ, соответствующую требованиям холодного вальцевания пера лопаток. При этом число зачинок (полировок) матрицы уменьшается в 3...5 раз.

2. Уменьшение скорости выдавливания улучшает характер течения металла, и, как следствие, качество ЗЛ.

3. Образовавшиеся при горячем выдавливании ЗЛ продольные риски глубиной до 0,04 мм не оказывают влияния на шероховатость поверхности пера окончательно изготовленных рабочих лопаток компрессора из титанового сплава BT8.

Перечень ссылок

1. Никольский Л. А. Горячая штамповка и прессование титановых сплавов / Никольский Л. А., Фиглин С. З. – М. : «Машиностроение», 1975. – 285 с.

Поступила в редакцию 24.06.2009

В роботі представлено основні результати експериментальних досліджень впливу параметрів гарячого видавлювання заготовок лопаток на якість їх виготовлення.

The basic results of experimental researches of influence of parameters of hot expression of preparations of blades on quality of their manufacturing are presented.

УДК 621.9.02

Г. П. Клименко, Н. С. Равская, А. Ю. Андронов

ПОВЫШЕНИЕ НАДЕЖНОСТИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ ПРИ МЕХАНООБРАБОТКЕ ТРУДНООБРАБАТЫВАЕМЫХ МАТЕРИАЛОВ НА ТЯЖЕЛЫХ ТОКАРНЫХ СТАНКАХ

Разработаны математические модели и способ повышения надежности технологической системы и режущего инструмента при обработке труднообрабатываемых материалов на тяжелых станках.

Введение

Надежность технологической системы (ТС) при обработке труднообрабатываемых материалов является главным показателем качества ее работы, от которого зависят все технико-экономические показатели эффективности производства.

Процесс обработки деталей на тяжелых станках является сложной системой, включающей множество подсистем, выполняющих различные функции по обеспечению производительности, себестоимости и качества выпускаемой продукции. Режущий инструмент является неотъемлемой частью (наиболее уязвимым элементом) технологической системы при обработке труднообрабатываемых материалов. Для оценки его надежности в работе применяется ряд различных показателей, представленных на рис. 1 [1].

Одним из важнейших комплексных показателей надежности обслуживаемой системы является коэффициент готовности [2], который характеризует как безотказность ТС, так и ее ремонтпригодность. Он определяет вероятность нахождения системы в работоспособном состоянии в некоторый момент времени при условии, что в начальный момент система была в исправном состоянии. Для его определения необходимо рассмотреть законы распределения стойкости инструмента, показатели, связанные с конструкцией инструмента и процесса его эксплуатации.

Целью настоящей работы является повышение надежности работы ТС при обработке деталей из труднообрабатываемых материалов на тяжелых станках путем разработки математических моделей для ее прогнозирования и применения улучшающих технологий.

Методика исследований

Для прогнозирования показателей надежности ТС был использован аппарат моделей отказов теории надежности наиболее слабого звена режущего инструмента [3], в соответствии с которой модель долговечности сборного резца, состоящего из корпуса, режущей и опорной пластин,

элементов крепления, эквивалентна модели долговечности звена отказавшего первым, т.е. модели отказов режущей пластины.

В предположении, что ресурсы всех элементов сборного резца – независимые случайные величины, распределенные по одному и тому же закону $F(x)$ с плотностью $f(x)$, ресурс резца определяется законом распределения наименьшей порядковой статистики выборки объема n :

$$F_1(x) = 1 - [1 - F(x)]^n,$$

$$f_1(x) = n[1 - F(x)]^{n-1} f(x).$$

Если распределение ресурса режущей пластины резца подчиняется закону Вейбулла, то распределение ресурса сборного резца описывается функциями:

$$F_1(x) = 1 - e^{-\left[\frac{x-y}{\eta}\right]^b},$$

$$f_1(x) = \frac{nb}{\eta} \left(\frac{x-y}{\eta}\right)^{b-1} e^{-\left[\frac{x-y}{\eta}\right]^b},$$

где η – параметр масштаба, b – параметр формы, y – параметр положения закона Вейбулла.

Приведенные математические модели использовались для определения закона распределения периода стойкости сборных резцов, а также законов распределения чисел периодов стойкости, которые характеризуют долговечность сборных резцов. Прогнозирование показателей надежности инструментов применялось для оптимизации их конструктивных параметров.

Для определения коэффициента готовности сборного резца рассмотрим два состояния, в которых он может находиться в процессе эксплуатации: состояние 0, когда он работоспособен, и состояние 1, когда станок простаивает (замена резца и поворот многогранной пластины).

Матрица переходов системы из одного состояния в другое имеет вид:

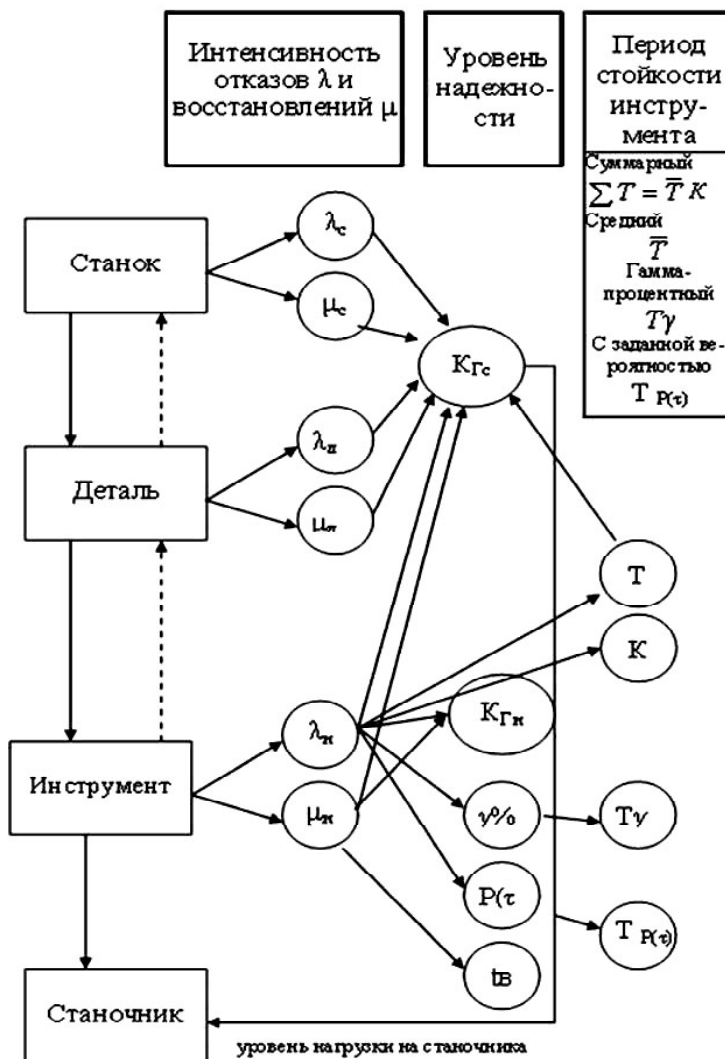


Рис. 1. Показатели надежности ТС при механообработке материалов на тяжелых станках

$$P = \begin{vmatrix} 1-\lambda & \lambda \\ \mu & 1-\mu \end{vmatrix}, \quad (1)$$

где λ – интенсивность отказов режущей пластины; μ – интенсивность восстановления (замены режущих вершин).

Уравнения, описывающие стохастическое поведение этой системы, можно составить из следующих соображений: вероятность того, что система находится в состоянии 0 к моменту $t + dt$, выводится из вероятности того, что эта система была в состоянии 0 в момент времени t и не отказала за интервал $t-t + dt$, или что она находилась в состоянии 1 в момент t и возвратилась в состояние 0 за интервал $t - t + dt$. Поэтому получаем:

$$P_0(t + dt) = P_0(t)(1 - \lambda dt) + P_1(t)\mu dt + 0(dt). \quad (2)$$

Вероятность пребывания системы в состоянии 1 определяем подобным образом:

$$P_1(t + dt) = P_0(t)\lambda dt + P_1(t)(1 - \mu dt) + 0(dt). \quad (3)$$

Член $0(dt)$ представляет собой бесконечно малую величину, так как является вероятностью двух несовместных событий ординарного потока.

Решая систему уравнений (2) и (3), применяя преобразование Лапласа, получаем выражение для коэффициента готовности K_r , если система в начальный момент $t = 0$ находилась в работоспособном состоянии ($P_0(0) = 1$ и $P_1(0) = 0$):

$$K_r = P_0(t) = \frac{\mu}{\mu + \lambda} + \frac{\lambda}{\lambda + \mu} e^{-(\lambda + \mu)t}. \quad (4)$$

Таким образом, повышение надежности токарных резцов зависит от интенсивности отказов

режущего инструмента и интенсивности восстановления работоспособности системы.

Для повышения надежности сборных резцов, работающих в условиях ЗАО НКМЗ, при обработке труднообрабатываемых материалов предложен способ их упрочнения с помощью импульсов магнитного поля. Упрочнение осуществлялось на специально разработанной установке, генерирующей магнитные импульсы.

Для подтверждения упрочняющего действия импульсного магнитного поля на прочность сборных твердосплавных резцов произведены исследования структуры твердого сплава в одних и тех же образцах (твердосплавных режущих пластинах) в исходном состоянии и после упрочнения.

В качестве метода исследования структуры твердого сплава в исходном состоянии и после обработки использовался рентгеноструктурный анализ как наиболее эффективный и объективный способ определения всего комплекса структурных характеристик многофазных кристаллических твердых тел.

Съемка дифрактограмм осуществлялась на рентгенометрическом дифрактометре. Оценивалась величина макронапряжений, которые возникают при изготовлении твердосплавных пластин и значительно влияют на надежность режущих инструментов в эксплуатации.

Для доказательства сжатия карбидных зерен в результате протекания комплекса деформаций магнитострикционной природы определяют характер изменения параметра решетки TiC по изменению углового положения «центра тяжести» линии TiC. Величина параметра решетки TiC вычисляется по формуле:

$$a = \frac{\lambda \cdot \sqrt{h^2 + k^2 + l^2}}{2 \sin \Theta}, \quad (5)$$

где λ – длина волны излучения, нм; Θ – угловое положение линии.

Абсолютное значение погрешности $|\Delta a|$ параметра кристаллической решетки определяется по формуле:

$$|\Delta a| = a \cdot \operatorname{ctg} \Theta \cdot \Delta \Theta,$$

где a , Θ – теоретические значения параметра решетки и углового положения линии;

$\Delta \Theta = \frac{\pi}{10800} = 2,91 \cdot 10^{-4} \text{ рад}$ – погрешность определения.

Результаты

Из (5) видно, что смещение Θ в сторону больших углов показывает уменьшение параметра кристаллической решетки. Для полуколичественной оценки изменения параметра решетки необходимо и достаточно определить направление изменения и сравнить величину этого изменения с $\Delta \Theta$.

Возрастание интенсивности пиков линий (100) Co, (001) WC, (220) TiC, появление линии (222) TiC является признаком увеличения содержания кобальта, карбида вольфрама, карбида титана и вследствие активизации перехода атомов из твердого раствора (Ti, W) C.

После импульсной обработки твердых сплавов магнитным полем не отмечается существенное изменение истинной (физической) ширины практически всех линий карбида вольфрама, подтверждающее отсутствие упрочнения данной карбидной фазы после обработки, это объясняется его слабой магнитной восприимчивостью.

Оценивались искажения значений отношения интенсивностей линии и фона на рентгенограммах образцов $I_{hkl}/I_{фон}$.

Так, например, отношение интенсивностей линии (100) Co при режиме обработки с напряженностью магнитного поля равно $1,8 \cdot 10^5$ А/м изменяется от 1,74 до 2,03.

Изменение параметра кристаллической решетки Co и TiC после обработки показывают, что

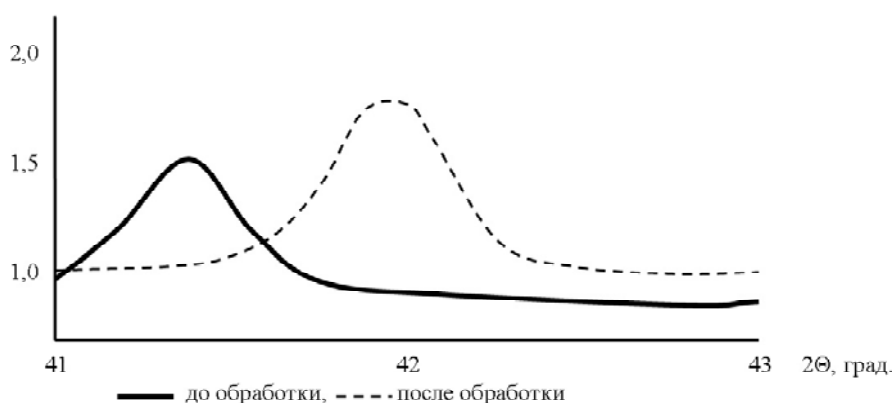


Рис. 2. Интенсивность рентгеновского излучения для линии (100) Co

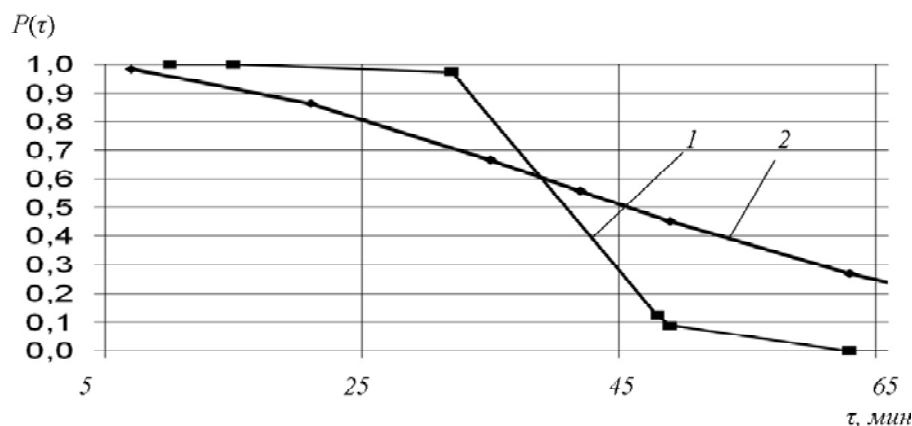


Рис. 3. Результаты анализа безотказной работы резцов:

1 – до упрочнения, 2 – после упрочнения

линии (100) Со и (220) TiС смещается в сторону больших углов, что свидетельствует об уменьшении параметра решетки и подтверждает наличие деформации сжатия кобальтовой фазы твердых сплавов и свидетельствует о повышении прочности твердого сплава.

Упрочнение твердосплавных резцов, повышение их безотказности подтверждено эксплуатационными испытаниями, которые проведены в условиях ЗАО НКМЗ модульными резцами высотой державки $H = 45$ мм при обработке деталей из труднообрабатываемых композиционных материалов.

Математическая обработка результатов испытаний показала не только увеличение среднего периода стойкости упрочненного инструмента, но, что особенно важно для станков с ЧПУ, уменьшения коэффициента вариации стойкости инструмента и изменения ее закона распределения до нормального. Это свидетельствует о повышении стабильности токарных резцов механической обработки деталей на тяжелых станках.

Выводы

Разработаны математические модели, позволяющие комплексно прогнозировать показатели надежности ТС при обработке сборными резцами.

Исследован способ повышения надежности твердосплавных резцов их упрочнением импульсным магнитным полем. Показано методом рентгеноструктурного анализа уменьшение параметра кристаллической решетки кобальтовой связки и карбида титана, что свидетельствует об упрочнении твердого сплава.

Сравнительные эксплуатационные испытания показали повышение безотказности и стабильности режущих свойств упрочненного инструмента (изменение закона распределения стойкости от Вейбулла к нормальному).

На основании анализа распределения микротвердости на поверхности исследуемого твердого сплава было установлено, что после обработки в импульсном магнитном поле, численное значение ее увеличивается в среднем от 16,1 ГПа до 16,9 ГПа, а также коэффициент вариации значений микротвердости снижается в 1,32,1 раза.

Перечень ссылок

1. Клименко Г. П. Надежность сборных инструментов и процесса их обслуживания на тяжелых токарных станках / Г. П. Клименко // Надійність різального інструменту та оптимізація технологічних систем : зб. ст. – Краматорськ: ДДМА, 2001. – С. 13–18.
2. Клименко Г. П. Повышение надежности твердосплавных сборных резцов при обработке деталей на тяжелых станках / Г. П. Клименко, В. С. Майборода, А. Ю. Андронов // Надійність різального інструменту та оптимізація технологічних систем: зб. ст. – Краматорськ : ДДМА, 2008. – С. 22–27.
3. Деллон Б. Инженерные методы обеспечения надежности систем / Б. Деллон, Г. Сингх // М. : Мир. – 1984. – 318 с.

Поступила в редакцию 08.07.2009

Розроблено математичні моделі і спосіб підвищення надійності технологічної системи і різального інструмента при обробці важкооброблюваних матеріалів на важких верстатах.

Mathematical models and method of increase of reliability of the technological system and cutting tool are developed at treatment of hard-processing materials on heavy machine-tools.

УДК 669.295

В. Г. Мищенко, Н. А. Евсеева

АНАЛИЗ ФИЗИКО-ХИМИЧЕСКОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ КОМПОНЕНТОВ СТАЛИ СО СРЕДОЙ ВОССТАНОВИТЕЛЬНОГО ПРОЦЕССА ПОЛУЧЕНИЯ ТИТАНА

Результаты исследований процессов взаимодействия компонентов коррозионностойкой стали с $TiCl_4$ и Mg позволили разработать систему многокомпонентного легирования (Ni , Co , Mn , Cr , Nb , V , Mo).

Основными компонентами коррозионностойких сталей, которые применяются для изготовления реторт магнийтермического производства губчатого титана, являются железо, хром, никель, марганец, кобальт. Кроме этого, в эти стали вводят многокомпонентные добавки (Ti , Nb , V , Mo), которые эффективно препятствуя выделению высокохромистых фаз и обеднению твердого раствора хромом, способствуют повышению их механических и служебных свойств [1-3]. Однако, попытки многих исследователей [4, 5] выбрать или разработать рациональную схему легирования сталей, применяемые в магнийтермическом производстве, без учета физико-химического взаимодействия их основных компонентов и добавок с тетрахлоридом титана ($TiCl_4$), жидким магнием и расплавленными хлоридами не увенчались успехом.

Поэтому, приступая к разработке нового материала для реторт, необходимо, предварительно определить активность взаимодействия каждого из компонентов и добавок со средой восстановительного периода получения губчатого титана.

В этой связи нами был проведен термодинамический расчет свободной энергии окислительных реакций основных легирующих элементов и добавок с $TiCl_4$, которые протекают в реторте.

Расчет свободной энергии Гиббса для рассматриваемых реакций проводим согласно [6] по формуле:

$$\Delta G_m^\circ = \sum_{i=1}^n \Delta H_{i_{298}}^\circ - T \sum_{i=1}^n \Delta S_{i_{298}}^\circ,$$

учитывая фазовые переходы компонентов и добавок, происходящие в интервале 200-1600 К.

В случае отсутствия справочных данных для компонентов в соответствующих фазовых состояниях расчет проводили с использованием известных теплот фазовых переходов:

$$\Delta G_m^\circ = \sum_{i=1}^n \Delta H_{i_{298}}^\circ + \sum_{j=1}^m \Delta H_{j(\phi,n)}^\circ - T \sum_{i=1}^n \Delta S_{i_{298}}^\circ - T \sum_{j=1}^m \frac{\Delta H_{j(\phi,n)}^\circ}{T_{j(\phi,n)}}.$$

Данные для расчетов выбирали из литературных источников [4, 7, 8]. Расчет свободной энергии

для реакций 1, 2, 3 окисления марганца, хрома и железа с тетрахлоридом титана показал, что эти реакции возможны в исследуемом температурном интервале (рис. 1). При этом наиболее активно окисляется марганец, а хром и железо – менее активно. Никель и кобальт оказываются термодинамически устойчивыми в интервале температур от 400 до 900 °С (см. рис. 1).

Такую же высокую термодинамическую устойчивость к воздействию тетрахлорида титана проявляют молибден и ниобий (рис. 2).

Таким образом, с позиций взаимодействия с тетрахлоридом титана вышеуказанные компоненты могут применяться во вновь создаваемых коррозионностойких сталях в качестве основных легирующих элементов или добавок без ограничений. В этой связи загрязнение губчатого титана молибденом (через восстановленный хлорид молибдена) практически невозможно (рис. 3). Поведение ванадия отличается повышенной активностью и аналогично хрому (см. рис. 1, кривая 2 и рис. 2, кривая 2). Еще большую активность проявляет марганец, концентрацию которого в стали необходимо ограничивать. Так как другие окислители в системе отсутствуют, поскольку процесс восстановления губчатого титана проводят в атмосфере аргона без доступа кислорода, то наиболее стойкими компонентами к воздействию $TiCl_4$ являются никель, кобальт, ниобий и молибден. Хром и марганец, вследствие незначительного физического растворения в жидком магнии, не могут являться причиной повышенной концентрации их вредных примесей в титане. Следовательно, при ограничении предельных содержаний хрома и марганца в стали, их можно применять в качестве основных легирующих элементов [2]. Никель и кобальт в результате повышенной физической растворимости в жидком магнии и $MgCl_2$ могут быть причиной преждевременного разрушения материала реторты и, следовательно, повышенной концентрации их примесей в губчатом титане. Поэтому их совместная предельная концентрация в коррозионностойких сталях не должны превышать 7 % масс. [9, 10].

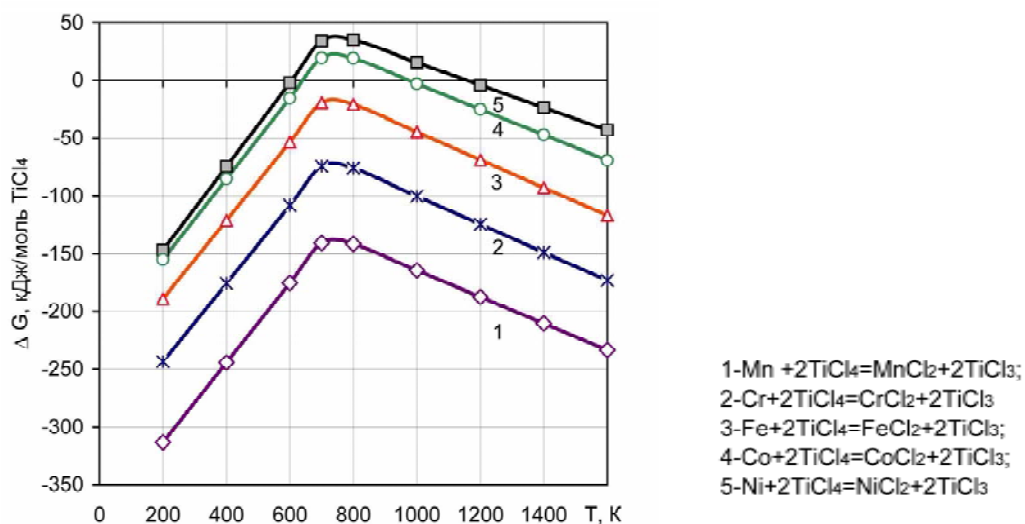


Рис. 1. Изменение изобарно-изотермических потенциалов реакций окисления компонентов стали в зависимости от температуры процесса

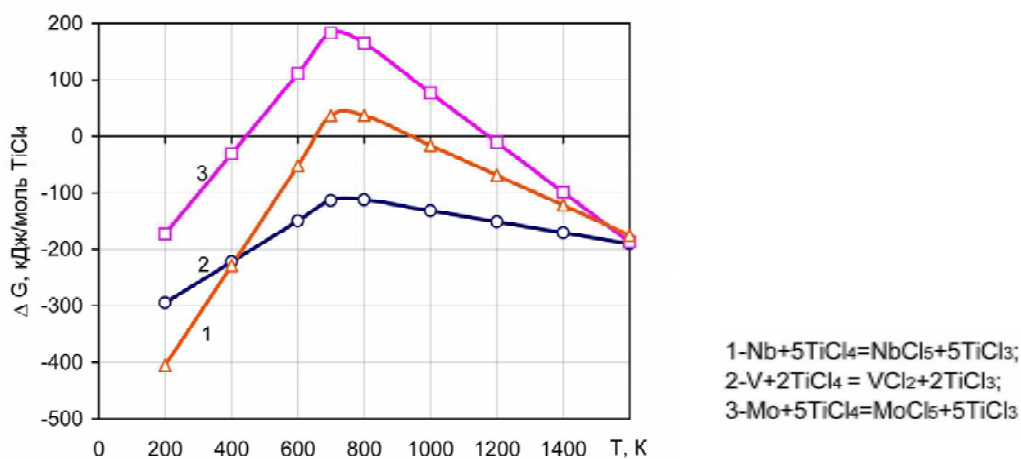


Рис. 2. Изменение изобарно-изотермических потенциалов реакций окисления компонентов стали в зависимости от температуры процесса

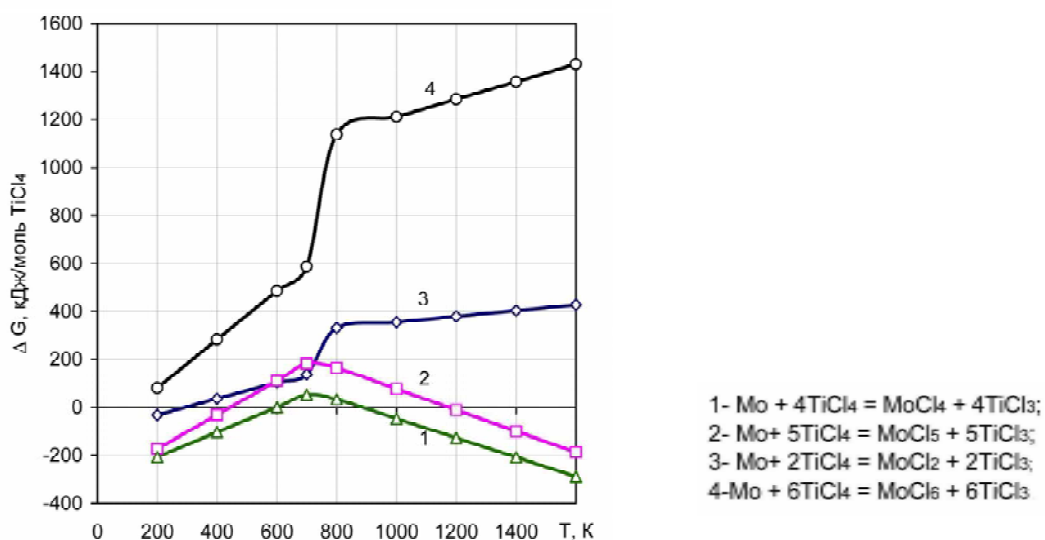


Рис. 3. Изменение изобарно-изотермических потенциалов реакций окисления компонентов стали в зависимости от температуры процесса

Выводы

1. Таким образом, никель, кобальт, ниобий и молибден имеют достаточную термодинамическую устойчивость к воздействию тетрахлорида титана и могут быть использованы в качестве основных легирующих элементов во вновь создаваемых коррозионностойких сталях для магнийтермического производства титана. Хром, ванадий и марганец, проявляя повышенную активность в контакте с $TiCl_4$, могут применяться с ограничениями верхнего предела их содержания на 20 % в сталях типа 08X18Г11Н5БАФ. Для уточнения их предельных концентраций в стали необходимо проводить дополнительные исследования.

2. Результаты настоящих исследований использованы при составлении заявки на получение патента. Получен Евразийский патент на коррозионностойкую жаропрочную сталь, а также приоритетные справки в Украине, США и Китае.

Перечень ссылок

1. Воробьева Г. Я. Коррозионная стойкость материалов в агрессивных средах химических производств / Г. Я. Воробьева. — М. : Химия, 1975. — 816 с.
2. Ульянин Е. А. Коррозионностойкие стали и сплавы: справочник / Е. А. Ульянин — М. : Металлургия, 1980. — 280 с.
3. Бабей Ю. И. Защита стали от коррозионно-механического разрушения / Ю. И. Бабей, Н. Г. Сопрунюк. — К. : Техіка, 1981. — 126 с.
4. Титан / [В. А. Гармата, А. Н. Петрунько, Н. В. Галицкий и др.]. — М. : Металлургия, 1983. — 559 с.
5. Развитие разрушения аппаратов восстановления и примеси в губчатом титане / В. Г. Мищенко, С. В. Твердохлеб, О. С. Омельченко // Вісник двигунобудування. — 2004. — № 3. — С. 135–137.
6. Карапетьянц М. Х. Химическая термодинамика / М. Х. Карапетьянц. — М. : Химия, 1975. — 583 с.
7. Термодинамические свойства неорганических веществ: справочник / [У. Д. Верятин, В. П. Маширев, Н. Г. Рябцев и др.]. — М. : Атомиздат, 1965. — 459 с.
8. Химическая энциклопедия. — М. : Большая российская энциклопедия, 1999.
9. Диаграммы состояния двойных металлических систем : [под ред. Н. П. Лякишева]. — М. : Машиностроение, 1996.
10. Диаграммы состояния двойных металлических систем : справочник : в 3 т.; т. 2. / под общ. ред. Н. П. Лякишева. — М. : Машиностроение, 1997. — 1024 с.

Поступила в редакцию 15.06.2009

Результаты исследований процессов взаимодействия компонентов коррозионностойкой стали с $TiCl_4$ и Mg позволили разработать систему многокомпонентного легирования (Ni, Co, Mn, Cr, Nb, V, Mo).

The research results for the processes of interaction $TiCl_4$ and Mg with components of stainless steel enabled working out the system of multi-component alloying (Ni, Co, Mn, Cr, Nb, V, Mo).

УДК 621.793.6:669.245

Г. И. Пейчев, В. Е. Замковой, Н. В. Андрейченко

СРАВНИТЕЛЬНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ИЗНОСОСТОЙКИХ СПЛАВОВ ДЛЯ УПРОЧНЕНИЯ БАНДАЖНЫХ ПОЛОК РАБОЧИХ ЛОПАТОК ГАЗОТУРБИННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

В настоящей статье проведена систематизация таких сравнительных характеристик, как: твердость, температура плавления и фазовых превращений, фазовый состав жаропрочных износостойких материалов, используемых в авиационной технике для упрочнения бандажных полок рабочих лопаток.

Введение

Проблеме повышения надежности и долговечности уделяется особое внимание при создании, эксплуатации и ремонте авиационной техники и, в частности, газотурбинных двигателей. Ресурс авиационных двигателей определяется долговечностью наиболее ответственных деталей горячего тракта, таких как рабочие лопатки турбины. Рабочие лопатки работают в условиях действия высоких температур и одним из факторов, ограничивающим их ресурс, является повреждение бандажных полок. Контактные поверхности бандажных полок упрочняются жаропрочными износостойкими материалами. Выбор марки износостойкого материала и способа его нанесения производится индивидуально для каждой лопатки определенного двигателя в зависимости от условий эксплуатации, марки основного материала лопатки и ее конструкции, технологических особенностей изготовления и ремонта, и множества других факторов. Поэтому очень важно знать необходимые индивидуальные характеристики износостойких сплавов, чтобы сделать правильный выбор.

На двигателях разработки Государственного предприятия «Ивченко-Прогресс» используются три основных износостойких материала:

- на кобальтовой основе – ХТН61 и ВЗК;
- на никелевой основе – ВЖЛ2.

К сожалению, информации по износостойким материалам очень мало, а имеющаяся – разрозненная и без аналитических сравнительных исследований. Также отсутствует информация по фазовому составу, термостабильности фаз в условиях эксплуатационных и технологических температурных интервалов.

1 Формулирование проблемы

В настоящей статье проведена систематизация таких сравнительных характеристик, как: твердость, температура плавления и фазовых превращений, фазовый состав.

2 Материалы и методика исследования

2.1 Определение твердости

«Твердость – это сопротивление, которое оказывает испытываемое тело при внедрении в него другого более твердого тела». Эта формулировка в настоящее время общепризнанна, однако в применении к сопротивлению износу, которое часто отождествляется с твердостью – не всегда однозначна. Износ – это совокупность очень многих процессов, действующих в различных диапазонах температур, в которых значение твердости не является определяющим и, тем не менее, для грубой оценки износостойкости, как одного из факторов, часто используют твердость, определенную при комнатной температуре и повышенных.

В данной работе определялась твердость каждого сплава при нормальной температуре по Бригелю, по Викерсу и по Роквеллу.

Для определения твердости использовались плоскопараллельные пластины, шлифованные на круге зернистостью 5...10 мкм.

Пластины проходили стандартную термообработку, принятую для каждого сплава на Государственном предприятии «Ивченко-Прогресс» (табл. 1).

Таблица 1

Марка материала	Технологические параметры термообработки		
	Температура нагрева, °С	Время нагрева, мин	Среда
ХТН61	1265	30	вакуум
ВЗК	1210	30	вакуум
ВЖЛ2	1210	30	вакуум

2.2 Исследование термостабильности фаз при высокотемпературных нагревах

Для исследования были выбраны 3 температуры: 1000 °С, 1100 °С и 1210 °С, выдержка при температуре составляла – 30 мин. Микроанализ проводился на оптическом микроскопе OLYMPUS IX70 без травления и после травления в реактиве Марбле.

2.3 Рентгеноспектральный микроанализ (РСМА)

Исследование проводилось на растровом микроскопе JSM-6360LA, оснащенный системой для проведения рентгеноспектрального микроанализа (РСМА).

Исследовались сплавы ВЖЛ2 и ВЗК после термообработок 1000 °С и 1210 °С, сплав ХТН61, который не имеет превращений при указанных температурах, исследовался только в закаленном состоянии.

2.4 Термический анализ

Методом дифференциального термического анализа (ДТА) измерялась температура плавления сплавов и температура тепловых эффектов при плавлении, с целью установления температур фазовых превращений в сплавах. ДТА проводился в атмосфере гелия со скоростью нагрева и охлаждения 70 град/мин.

3 Результаты исследования

3.1 Твердость

Результаты замера твердости приведены в таблице 2.

Из данных таблицы видно, что сплав ХТН61, обладающий наивысшей износостойкостью из всех представленных сплавов, имеет самую низкую твердость, хотя и достаточно высокую, превышающую твердость сплавов для отливки турбинных лопаток.

Для сравнения в таблице 3 приведены данные по износостойкости различных сплавов. Из данных таблицы видно, что наилучшие характе-

ристики износостойкости, во всем диапазоне рабочих температур, показывает износостойкий сплав ХТН61 оптимального химсостава. Конструкционный литейный сплав ЖС26-ВИ в силу своей высокой прочности также имеет неплохие показатели износостойкости (за что был в свое время рекомендован использоваться без упрочнения на лопатках 1 категории). Сплав ВЖЛ2 при температурах выше 900 °С, теряет свои прочностные характеристики, начинает «течь» и резко повышается его износ. Поэтому он и был рекомендован для использования в диапазоне температур до 900 °С, где он успешно конкурирует со сплавом ХТН61, являясь при этом более дешевым сплавом.

3.2 Исследование термостабильности фаз при высокотемпературных нагревах

Проведенные исследования показали, что сплав ХТН61 термостабилен во всем диапазоне температур от 20 до 1300 °С.

Сплавы ВЖЛ2 и ВЗК в диапазоне действия рабочих температур для лопаток турбины достаточно стабильны. Имеются некоторые тенденции к коагуляции фаз. А при температурах нагрева на уровне технологических ($T = 1210$ °С., температура пайки) в этих сплавах, особенно это выражено в сплаве ВЗК, уже происходят процессы растворения и глобулизации упрочняющих фаз, что может сказаться на прочности и износостойкости сплавов. Поэтому для сплава ВЗК невозможно напайка высокотемпературными припоями, которые рекомендованы для жаропрочных литейных сплавов, т.е его можно наносить только наплавкой, чтобы не испортить основной материал лопаток.

Таблица 2

Наименование марки материала	Замеры твердости		
	По Бринеллю НВ (10/3000)	По Роквеллу HRC	По Викерсу HV 10/10
ХТН 61	390...480	41...45	420...480
ВЗК	500...514	49...53	505...560
ВЖЛ2	530...500	53...54	600...627
ЖС32		34...38	380...390

Таблица 3

Исследуемый материал	Интенсивность изнашивания, I , 10^6 мм ³ /цикл			
	Температура испытания, °С			
	20	500	900	1000
ХТН61, равноосная кристаллизация, оптимальный состав	–	0,28	0,25	0,40
ХТН61, с измененным составом (наличие эвтектики)	–	–	–	0,7
ХТН61, наплавка	0,4...1,65 (большой разброс)	–	–	–
ВЖЛ2, равноосная кристаллизация	–	1,51	0,944	4,49
ЖС26ВИ, ВСНК	–	–	0,3455	0,7...0,4
ЖС26-ВИ + ВСДП1	–	–	–	1,23
ЖС6У-ВИ, равноосная кристаллизация	–	–	–	1,1898

3.3 Термический анализ

Проведенный термический анализ показал следующее:

Сплав ХТН61

При соблюдении химсостава в рамках сертификата, в этом сплаве не наблюдается никаких тепловых эффектов до температуры плавления 1320...1340 °С, при завышении содержания углерода и хрома образуются легкоплавкие эвтектики на основе карбида хрома и, как следствие, появляются тепловые эффекты в диапазоне температур 1180...1240 °С, что усложняет напайку такого сплава, а также снижается износостойкость.

Сплав ВЗК

В сплаве наблюдаются два пика на термических кривых. Первые термические эффекты появляются при температуре 1130...1150 °С и соответствуют температуре плавления эвтектики на базе карбидов хрома, вторые эффекты при 1250...1260 °С – плавлению избыточных кристаллов в сплаве $\text{С}_{23}\text{С}_6$. Температура плавления этого сплава составляет 1270...1275 °С, что еще раз делает невозможным использование напайки этого сплава высокотемпературными припоями, которые рекомендованы для жаропрочных

литейных сплавов, таким образом, его можно наносить только наплавкой.

Слав ВЖЛ2

В этом сплаве низкотемпературные эффекты выявлены при температурах 1170...1210 °С, что указывает на фазовые превращения в этом диапазоне температур. Температура плавления этого сплава составляет 1280 °С. Исходя из этих данных, для сплава ВЖЛ2 можно использовать припой с температурой плавления не выше 1210...1230 °С.

Перечень ссылок

1. Разработка высокотемпературного износостойкого сплава для упрочнения бандажных полок лопаток ГТД / [А. К. Шурин, Г. П. Дмитриева, Н. В. Андрейченко и др.] // Новые конструкционные стали и сплавы и методы их обработки для повышения надежности и долговечности изделий. – 1992. – С. 41–42.
2. Испытание металлов : сб. статей / [под ред. К. Нитцше]. – М. : Машиностроение, 1967. – 451 с.

Поступила в редакцию 29.05.2009

В даній статті наведено систематизацію таких зрівняльних характеристик, як твердість, температура плавлення та фазовий склад жароміцних зносостійких матеріалів, які використовуються в авіаційній техніці для зміцнення бандажних полок робочих лопаток.

A systematization of comparative characteristics, such as hardness, melting and phase transformation temperatures, phase composition, of heat- and wear-resistant materials, being used in the aircraft engineering for strengthening the shroud platforms of engine rotor blades, is carried out in this article.

УДК 669.721.5

В. А. Шаломеев, Э. И. Цивирко

ХИМИЧЕСКИЙ СОСТАВ МАГНИЕВЫХ СПЛАВОВ И ИХ ЖАРОПРОЧНОСТЬ

Теоретически обоснован выбор основных легирующих элементов для разработки новых магниевых сплавов с повышенной жаропрочностью. Показана взаимосвязь диаграмм состояния и температуры плавления легирующих элементов с жаропрочностью магниевых сплавов. Установлена связь структурных составляющих сплава с механическими свойствами и жаропрочностью.

Развитие современного авиадвигателестроения, где наряду с обычными требованиями к конструкциям, работающим при повышенных температурах, требуется уменьшение их веса, делает применение легких материалов на основе магния очень перспективным. Широко применяемые магниевые сплавы системы Mg-Al-Zn (Мл-5) хорошо зарекомендовали себя для работы до 150 °С в качестве корпусных деталей авиадвигателей. Однако, при температурах, превышающих указанные, происходит разупрочнение магниевых сплавов. Поэтому разработка новых магниевых сплавов с повышенными механическими свойствами и жаропрочностью является очень актуальной, обеспечивающей надлежащие темпы развития авиадвигателестроения [1].

В последнее время проводится большое количество исследований по изучению влияния легирующих элементов на физико-механические и эксплуатационные свойства магниевых сплавов [2-4], однако, число работ, посвященных выяснению природы упрочнения таких сплавов при их легировании и модифицировании, взаимосвязи их со структурным состоянием металла очень ограничено.

Основные способы получения высокой прочности у литых сплавов при сохранении достаточной вязкости следующие [5-6]:

1. Образование сложнолегированных твердых растворов.
2. Создание оптимальной структуры термической обработкой.
3. Упрочнение металлов и сплавов дисперсными частицами.

Для обеспечения благоприятного сочетания механических и жаропрочных свойств литых магниевых сплавов, возможно использование всех трех направлений.

Магний не взаимодействует с тугоплавкими переходными металлами — хромом, молибденом, вольфрамом, железом и др., однако цирконий, иттрий, гафний, скандий способны растворяться в жидком и частично в твердом магнии.

Хорошо растворимы в магнии, как в жидком, так и в твердом состоянии металлы с полнос-

тью застроенной *d*-оболочкой, к которым относятся цинк, свинец, олово и др. Эти металлы образуют с магнием ряд соединений, которые для металлов IV и V групп периодической системы Д.И. Менделеева подчиняются правилам валентности, в то время, как с элементами II и III групп магний образует фазы, не подчиняющиеся правилам валентности. Элементы III группы (Sc, Y, PЗМ) с недостроенными *d*-оболочками образуют с магнием промежуточные фазы и хорошо растворяются в жидком состоянии, растворимость же их в твердом магнии невелика.

Образование сложнолегированных растворов обусловлено растворимостью элемента в основе. Растворимость элементов в магнии определяется близостью их атомных диаметров, которые, согласно Юм-Розери [7], должны отличаться не более чем на 15 %, в противном случае происходит понижение энергии связи атомов растворителя и легирующих элементов и вследствие искажения кристаллической решетки растворимость уменьшается.

Другим важным условием растворимости элемента в металле-основе по данным Даркена-Гурри [8], а также Гшнейднера [9] и Уоббера [10] является небольшая разность электроотрицательности, которая не должна превышать 0,2...0,4. Из анализа поведения магния при легировании большим количеством элементов видно, что образование сплавов на основе магния осложняется образованием металлических соединений вследствие электроположительной природы магния.

Таким образом, из всего многообразия элементов, лишь немногие из них, имеющие благоприятный фактор по соотношению атомного диаметра ($\leq 15\%$) и электроотрицательности ($\leq 0,4$), способны образовывать твердые растворы с магнием, незначительно искажая его кристаллическую решетку и упрочняя его (таблица 1).

Непременным условием повышения жаропрочности сплава при легировании является то, что температура плавления легирующих элементов должна быть выше температуры плавления

основы сплава [12]. На основании этого, более перспективными элементами для легирования магниевых сплавов с целью повышения не только физико-механических свойств, но и жаропроч-

ности, являются элементы: Nd, Ge, Ag, Si, Y, Sc, Zr, Ti, Hf, попадающие в благоприятную зону эллипса вращения по отношению к магнию по рассматриваемым факторам (рис. 1).

Таблица 1 – Атомные радиусы (A_r), электроотрицательность элементов (χ/O) и соотношение их по отношению к магнию [11]

Элемент	A_r Эл., пм	$(A_{rMg}-A_{r Эл})/ A_{Mg}, \%$	$\chi/O_{Эл.}$	$\chi/O_{Mg}-\chi/O_{Эл.}$
Mg	160	–	0,56	–
Li	155	3,1	0,40	0,16
Al	143	10,6	0,70	-0,14
Si	136	15,0	0,83	-0,27
Sc	164	1,2	0,53	0,03
Ti	146	8,8	0,61	-0,04
Zn	139	13,1	0,66	-0,10
Ga	139	13,1	0,75	-0,19
Ge	139	13,1	0,84	-0,28
Y	181	-13,1	0,48	0,08
Zr	160	0	0,57	-0,01
Ag	144	10,0	0,56	0
Cd	156	2,5	0,62	-0,06
In	166	-3,8	0,69	-0,13
Sn	158	1,3	0,75	-0,19
Nd	182	-13,8	0,95	-0,39
Hf	159	0,6	0,50	0,06
Pb	175	-9,4	0,78	-0,22

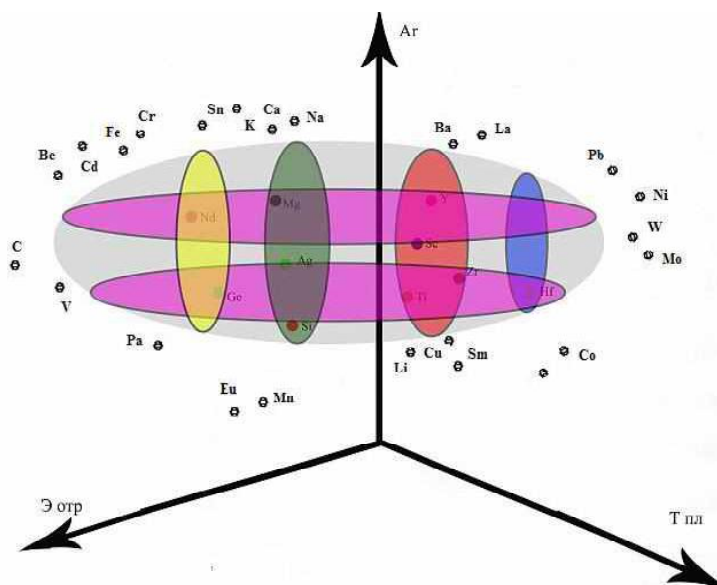


Рис. 1. Схематическое расположение благоприятных легирующих элементов по отношению к магнию

Генезис диаграмм состояния легирующих элементов (от германия к гафнию) с магнием (рис. 2) показал, что с повышением температуры плавления элемента, происходит трансформация диаграмм состояния от эвтектического типа к перитектическому, при этом с повышением температуры плавления элемента повышается и температура плавления промежуточных фаз, обеспечивая гетерогенную структуру, устойчивую к воздействию повышенных температур.

Исследовали влияние Nd, Ge, Ag, Si, Y, Sc, Zr, Ti, Hf, на структурообразование, механические свойства и длительную прочность при повышенных температурах отливок из магниевого сплава Мл-5.

Магниевый сплав Мл-5 выплавляли в индукционной тигельной печи типа ИПМ-500 по серийной технологии. Расплав рафинировали флюсом ВИ-2 в раздаточной печи, из которой порционно отбирали ковшем расплав. В него вводили возрастающие присадки лигатур соответствующих элементов (0; 0,05; 0,1; 1,0 % – по расчету). После растворения лигатур, расплав вновь подогревали до 790 ± 5 °С и выдерживали 15 мин, после чего им заливали песчано-глинистые формы для получения стандартных образцов с рабочим диаметром 12 мм. Образцы для механических испытаний проходили термическую обработку в печах типа Бельвью и ПАП-4М по режиму: (гомогенизация при температуре 415 °С (выдержка 24 часа), охлаждение на воздухе + старение при температуре 215 °С (выдержка 10 часов), охлаждение на воздухе).

Предел прочности и относительное удлинение образцов определяли на разрывной машине Р5 при комнатной температуре.

Длительную прочность при температуре 150 °С и напряжении 80 МПа определяли на

разрывной машине АИМА 5-2 на образцах с рабочим диаметром 5 мм по ГОСТ 10145-81.

Микроструктуру отливок изучали методом световой микроскопии («Neophot 32») на термически обработанных образцах после травления реактивом, состоящим из 1 % азотной кислоты, 20 % уксусной кислоты, 19 % дистиллированной воды, 60 % этиленгликоля.

Химический состав сплава различных вариантов микролегирования удовлетворял требованиям ГОСТ 2856-79 и по содержанию основных элементов находился примерно на одном уровне (8,6 % Al; 0,28 % Mn; 0,35 % Zn; 0,02 % Fe; 0,005 % Cu; 0,04 % Si).

Макрофрактографическое исследование изломов исследуемых литых сплавов показало, что с повышением концентрации вводимых элементов в сплав, структура его измельчалась (рис. 3), характер ее меняется от крупнокристаллической к матовой мелкокристаллической.

Микроструктура сплава Мл-5 представляла собой д-твердый раствор с наличием эвтектики типа $\delta + \gamma(\text{Mg}_4\text{Al}_3)$ и интерметаллидов $\gamma(\text{Mg}_4\text{Al}_3)$ (рис. 5, а).

Введение присадок исследуемых элементов от 0,05 % до 1,0 % во всех случаях способствовало уменьшению размеров структурных составляющих и дроблению эвтектики (рис. 4, б-г).

Металлографический анализ исходного сплава Мл-5 показал, что интерметаллиды располагались, как внутри зерен, так и по границам, причем большая часть из них располагалась внутри зерен. Присадки легирующих элементов способствовали увеличению индекса интерметаллидов с сохранением тенденции преобладания их внутри зерна. Средний размер интерметаллидов практически не зависел от вида легирующего эле-

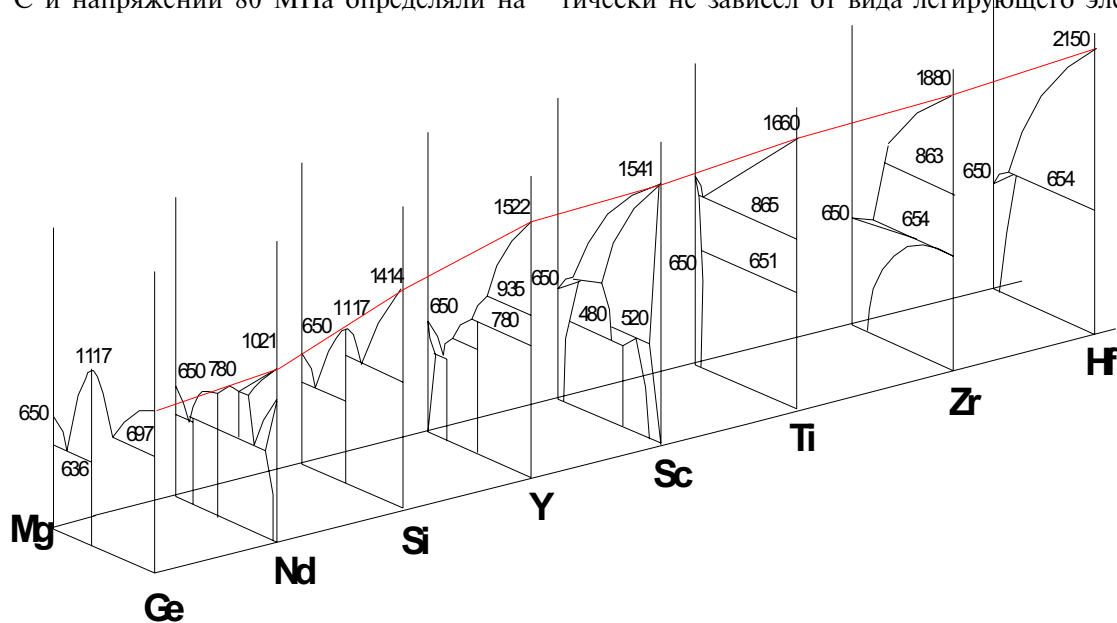


Рис. 2. Генезис диаграмм состояния благоприятных легирующих элементов с магнием

мента и возрастал с увеличением количества каждой из присадок. Легирование магниевого сплава Мл-5 исследуемыми элементами приводило к существенному измельчению зерна металла. При этом наблюдалась прямая зависимость размера зерна от количества интерметаллидов: с увеличением индекса интерметаллидов размер зерна уменьшался (рис. 5), при этом получены линейные уравнения, описывающие влияние размера зерна (d_{cp}) от индекса интерметаллидов (I) в магниевых сплавах с содержанием легирующих элементов 0,05 % (1); 0,1 % (2); 1,0 % (3):

$$[d_{cp}] = 22+0,49*[I], \text{ мкм } r = 0,60 \pm 0,05 \quad (1)$$

$$[d_{cp}] = 14+0,70*[I], \text{ мкм } r = 0,69 \pm 0,04 \quad (2)$$

$$[d_{cp}] = 42+0,84*[I], \text{ мкм } r = 0,71 \pm 0,03 \quad (3)$$

Механические испытания образцов исследуемых сплавов показали, что увеличение содержания легирующих элементов в сплаве приводило к повышению показателей прочности, что связано с увеличением индекса интерметаллидов и упрочнением твердого раствора. С другой стороны, с упрочнением сплава происходило и повышение его пластичности, что обусловлено измельчением зерна литого металла.

Жаропрочность металла исследуемых образцов заметно повышалась с увеличением количества каждого из элементов, с увеличением их температуры плавления от германия к гафнию (рис. 6, а) и размера зерна исследуемых сплавов (рис. 6, б).

Получены линейные уравнения, описывающие влияние жаропрочности (I) от температуры плавления ($T_{пл}$) и размера зерна (d_{cp}) в магниевых сплавах с содержанием легирующих элементов 0,05 % (4), (7); 0,1 % (5), (8); 1,0 % (6), (9):

$$[I] = 62+0,093*[T_{пл}], \text{ мкм } r = 0,97 \pm 0,01 \quad (4)$$

$$[I] = 63+0,12*[T_{пл}], \text{ мкм } r = 0,90 \pm 0,01 \quad (5)$$

$$[I] = 14+0,84*[T_{пл}], \text{ мкм } r = 0,98 \pm 0,01 \quad (6)$$

$$[I] = 133+0,49*[d_{cp}], \text{ мкм } r = 0,71 \pm 0,03 \quad (7)$$

$$[I] = 174+0,70*[d_{cp}], \text{ мкм } r = 0,70 \pm 0,04 \quad (8)$$

$$[I] = 239+0,84*[d_{cp}], \text{ мкм } r = 0,72 \pm 0,02 \quad (9)$$

На основании проведенных исследований была разработана серия магниевых сплавов, обладающих высоким комплексом механических свойств с повышенной жаропрочностью [13-16], которые рекомендованы к производству.

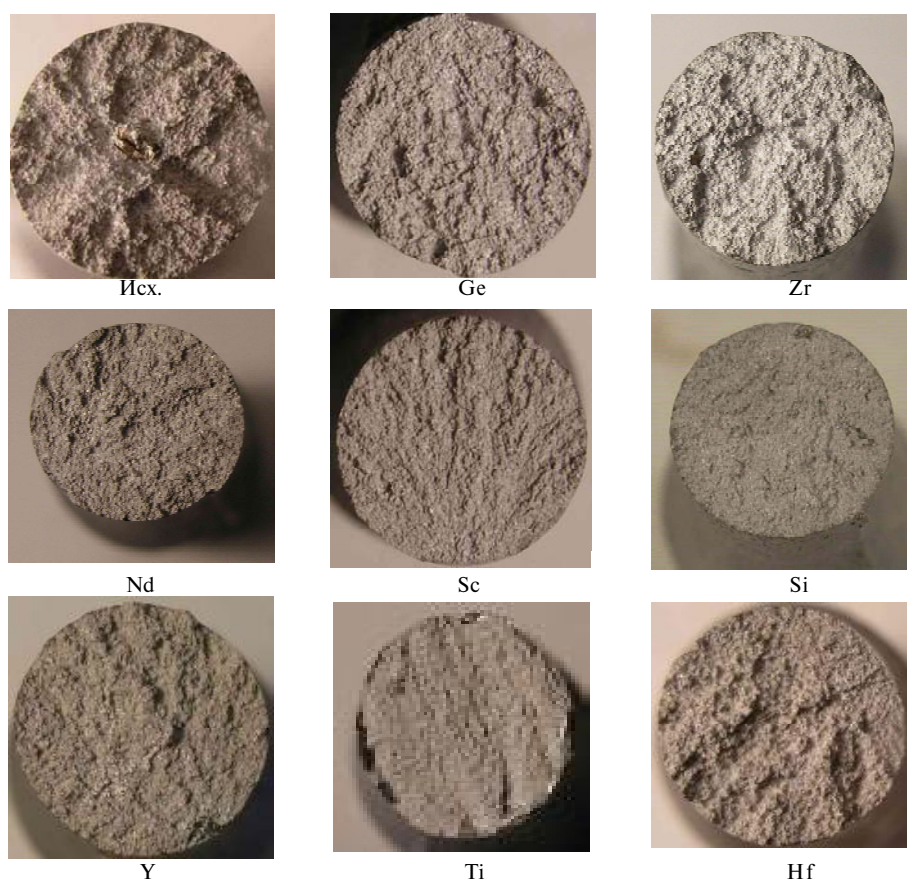


Рис. 3. Влияние элементов (мас. доля 0,1 %) на макроструктуру сплава Мл-5, $\times 5$

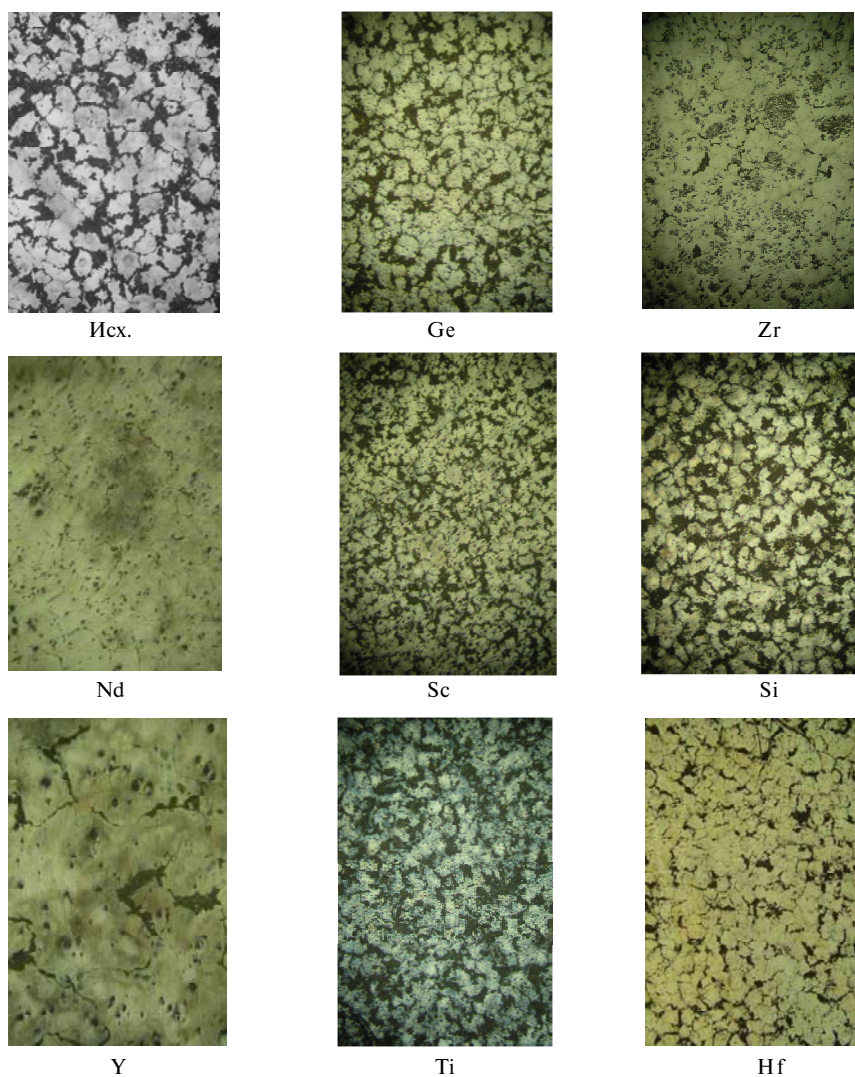


Рис. 5. Влияние индекса интерметаллидов на размер зерна магниевого сплава с различным содержанием легирующих элементов: 1 – 0,05 %, 2 – 0,1 %, 3 – 1,0 % каждого

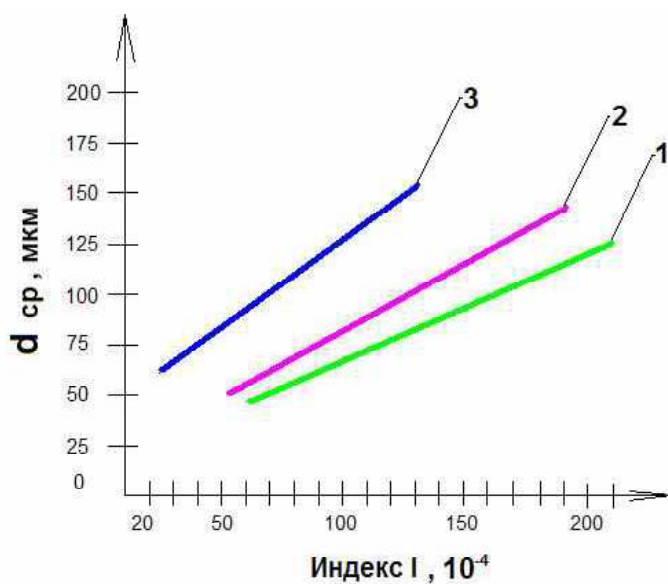


Рис. 4. Влияние элементов (мас. доля 0,1 %) на микроструктуру сплава Мл-5, × 200

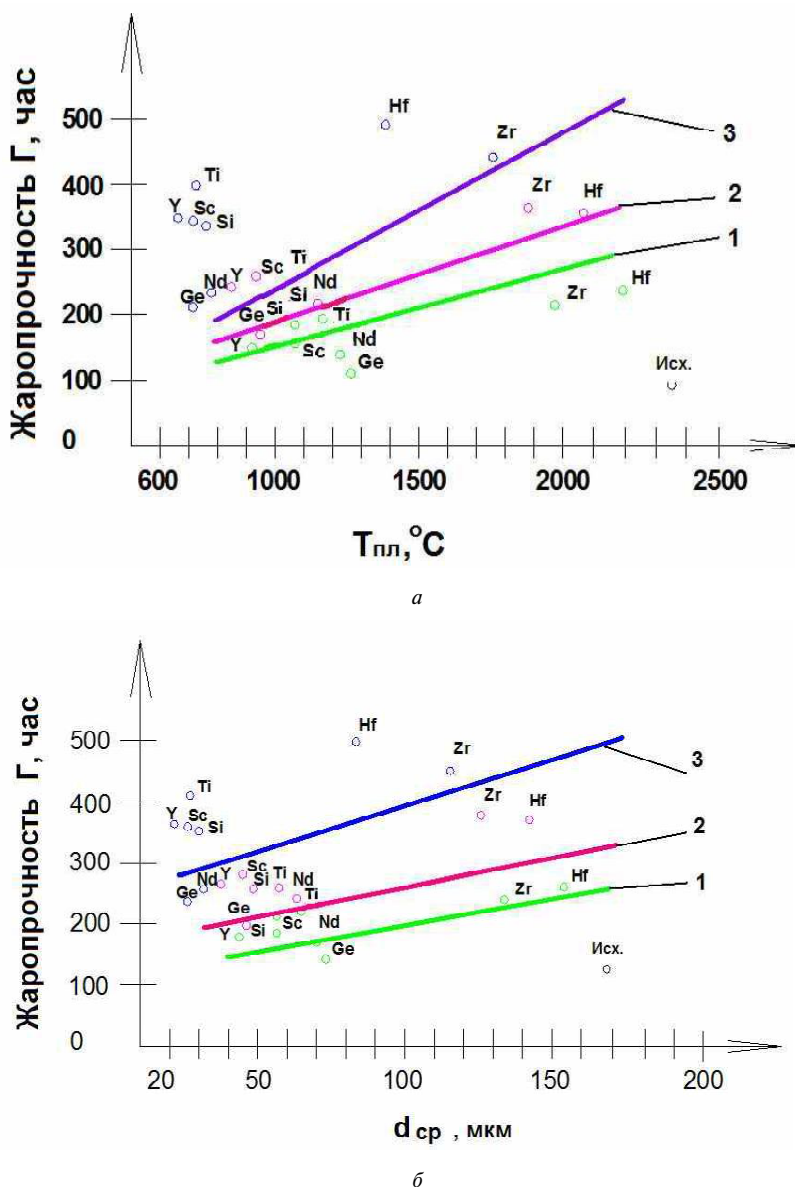


Рис. 6. Влияние температуры плавления легирующего элемента (а) и размера зерна (б) на жаропрочность магниевого сплава с различным содержанием элементов: 1 – 0,05 %, 2 – 0,1 %, 3 – 1,0 %

Выводы

1. Используются критерии, определяющие вид легирующего элемента для повышения жаропрочности магниевых сплавов:

- атомные радиусы легирующего элемента и магния не должны отличаться более 15%;
- разница электроотрицательности легирующего элемента и магния не должна превышать 0,4;
- температура плавления легирующего элемента должна быть выше, чем у магния.

2. Установлено, что Nd, Ge, Ag, Si, Y, Sc, Zr, Ti, Hf являются перспективными легирующими элементами для магниевых сплавов, способные не толь-

ко упрочнять их, но и повышать жаропрочность.

3. Увеличение содержания исследуемых легирующих элементов (в пределах 0,051,0 % масс.) в магниевом сплаве Мл-5 повысило количество интерметаллидов, укрупнило их и измельчило микрзерно.

4. Жаропрочность исследуемых магниевых сплавов улучшалась с ростом температуры плавления легирующих элементов и с увеличением их содержания.

5. Жаропрочность сплава Мл-5, легированного Nd, Ge, Ag, Si, Y, Sc, Zr, Ti, Hf, повышалась с увеличением размера микрзерна.

Перечень ссылок

1. Дриц М. Е. Магниевого сплавы для работы при повышенных температурах / М. Е. Дриц. – М. : «Наука», 1964. – 229 с.
1. Rourke D. J. Magnesium- current status and future prospects / D. J. Rourke // Proc. Intern. Magnesium Conf. in conjunction with METEER 2000: Magnesium New Business Opportunities. – Brescia, 2000. – С. 14–23.
3. Сон К. Е. Исследования и разработки применения магниевых сплавов в Южной Корее / К. Е. Сон, М. Ч. Канг, К. Х. Ким // Литейное производство, 2006. – № 1. – С. 8–10.
4. Настоящее и будущее магниевых сплавов в нашей цивилизации / [Х. Диринга, П. Майер, Д. Фехнер и др.] // Литейное производство, 2006. – № 1. – С. 4–7.
5. Корнилов И. И. Физико-химические основы жаропрочности сплавов / И. И. Корнилов. – М. : Изд-во АН СССР, 1961. – 214 с.
6. Осипов К. А. Вопросы теории жаропрочности металлов и сплавов / К. А. Осипов. – М. : Изд-во АН СССР, 1960. – 323 с.
7. Юм-Розери. Структура металлов и сплавов / Юм-Розери, В. Рейнор. – М. : Металлургиздат, 1959. – 391 с.
8. Даркен Л. С. Физическая химия металлов / Л. С. Даркен, Р.В. Гурри. – М. : «Металлургиздат», 1960. – 245 с.
9. Гшнейднер К. А. Сплавы редкоземельных металлов / К. А. Гшнейднер. – М. : «Мир», 1965. – 185 с.
10. Уоббер Дж. Металлургия и металловедение плутония и его сплавов / Дж. Уоббер. – Госатомиздат, 1962. – 102 с.
11. Гороновский И. Т. Краткий справочник по химии / И. Т. Гороновский, Ю. П. Назаренко, Е. Ф. Некряч. – К. : «Наукова думка», 1987. – 829 с.
12. Григорович В. К. Жаропрочность и диаграммы состояния / В. К. Григорович. – М. : «Металлургия», 1969. – 323 с.
13. Пат. 39357 Украина, МПК С22С 23/00. Ливарный сплав на основе магния с повышенной рідинотекучістю / Шаломеев В.А., Цивірко Е.І., Лукінов В.В., Лисенко Н.О.; заявитель и патентообладатель Запорожск. нац. техн. ун-т.; заявл. 28.08.08; опубл. 25.02.09, Бюл. № 4.
14. Пат. 39358 Украина, МПК С22С 23/00. Ливарный сплав на основе магния / Шаломеев В.А., Цивірко Е.І., Лукінов В.В., Лисенко Н.О., Пархоменко А.В.; заявитель и патентообладатель Запорожск. нац. техн. ун-т.; заявл. 28.08.08; опубл. 25.02.09, Бюл. № 4.
15. Пат. 25055 Украина, МПК С22С 23/00. Сплав на основе магния / Шаломеев В.А., Цивірко Е.І., Лукінов В.В., Лисенко Н.О., Жеманюк П.Д., Клочихін В.В.; заявитель и патентообладатель ОАО «Мотор Сич»; заявл. 25.06.07; опубл. 20.12.07, Бюл. № 6.
16. Пат. 25056 Украина, МПК С22С 23/00. Ливарный сплав на основе магния / Шаломеев В.А., Цивірко Е.І., Лукінов В.В., Лисенко Н.О., Жеманюк П.Д., Клочихін В.В.; заявитель и патентообладатель ОАО «Мотор Сич»; заявл. 25.06.07; опубл. 20.12.07, Бюл. № 6.

Поступила в редакцию 26.05.2009

Теоретично обґрунтовано вибір основних легувальних елементів для розробки нових магнієвих сплавів з підвищеною жароміцністю. Показано взаємозв'язок діаграм стану й температури плавлення легуючих елементів з жароміцністю магнієвих сплавів. Установлено зв'язок структурних складових сплаву з механічними властивостями й жароміцністю.

The theoretical analysis is given and the choice of the basic alloying elements for development of new magnesium alloys with the raised thermal stability is proved. Communication of diagrams of a condition and temperatures of fusion of alloying elements with thermal stability of magnesium alloys is shown. Communication of structural components of an alloy with mechanical properties and thermal stability is established.

УДК 539.4.015: 539.43: 669.14

С. А. Беженев, В. Ю. Коцюба, С. Н. Пахолка, А. И. Беженев, Т. Д. Соболевская

ОСОБЕННОСТИ МОРФОЛОГИИ И ПРОЧНОСТЬ КОНСТРУКЦИОННЫХ СТАЛЕЙ

Представлены результаты исследования особенностей морфологии конструкционных сталей на разных масштабных уровнях. Приведена качественная зависимость коэффициента m , как одной из основных параметров сопротивления усталости, от структуры конструкционных сталей.

Введение

Несмотря на многочисленные исследования последних десятилетий, направленных на изучение механизмов разрушения материалов под действием циклических нагрузок и определяющих их факторов, пока не удалось создать общепризнанную теорию этого сложного процесса. Остается проблема прогнозирования количественных характеристик сопротивления усталости материалов в реальных конструкциях, которая имеет разные аспекты, что отражается в различных гипотезах усталости [1]. Один из основных таких аспектов объединяет гипотезы [2, 3], основанные на неоднородности структуры поликристаллического материала. Поэтому актуальными остаются исследования особенностей строения конструкционных материалов, обуславливающие кинетику их деградации, что позволяет прогнозировать их работоспособность в условиях многоциклового усталости.

Постановка задачи

В работе [4] показано, что всякий пластический сдвиг связан с локальным структурным превращением в нагруженном кристалле и должен классифицироваться как локальный структурно-фазовый переход, возникновение которого возможно в условиях наличия критического объема неравновесных состояний. При этом должен образовываться зародыш новой «фазы» со структурой генерируемого деформационного дефекта. Одноуровневый подход предполагает, что пластическая деформация протекает под действием средних приложенных напряжений материала, который в среднем сохраняет термодинамическую стабильность. Поэтому исследовать механизм пластической деформации в рамках одноуровневого подхода теории дислокаций или механики сплошной среды в принципе невозможно.

Многоуровневый подход к исследованию процессов деформации и разрушения твердого тела основывается на принципе суперпозиции процессов, протекающих в деформируемом материале на разных структурных уровнях. В работе [5] показано, что твердое тело составляют подсисте-

мы разных масштабных уровней, обладающие разной возбудимостью под действием внешней нагрузки. Структуры меньшего масштабного уровня обладают большей возбудимостью при меньшей амплитуде колебаний напряжений и имеют большую частоту. Следовательно, чем выше масштабный уровень структуры, тем больше неоднородность распределения напряжений в локальных объемах, которая является результатом действия напряжений на каждом масштабном уровне. Поэтому в зонах растягивающих нормальных напряжений могут возникать локальные объемы неравновесных состояний при сохранении термодинамической стабильности в среднем по кристаллу.

В последнее время различными исследователями [6, 7] в твердом теле выделяются структурные уровни, которые определяются размерами конечных объемов, то есть какими-то масштабными параметрами (размер зерна, блока, расстояния между включениями и т.д.). С позиций такого подхода деформация материала определяется его структурными уровнями, то есть перемещениями и поворотами определенных структурных элементов. При этом деформация на более низком структурном уровне обуславливает деформацию на более высоком уровне. Каждый масштабный структурный уровень характеризуется только ему присущими инвариантами. Поскольку на механические свойства материалов сильное влияние оказывает их структура, следует знать строение материалов на всех масштабных уровнях, начиная с атомной структуры, и заканчивая геометрией конструкции. Как отмечается в работе [8], с помощью квантовой механики принципиально возможно установить строение любого агрегата атомов. Однако, фактические достижения в этом направлении еще далеки от уровня основ теории. Точные решения имеются лишь для очень простых атомов и молекул. Следовательно, для полного представления механизма пластического течения кристаллических тел недостаточно рассматривать процессы деформации только на одном структурном уровне. В принципе, необходимо рассматривать всю иерархию

возможных структурных уровней деформации твердого тела. Однако, в связи со сложностью применения такого подхода в настоящее время для описания разрушения материала достаточно успешно применяется механическая макромодель областей, состоящих из нескольких зерен (порядка 10^{-2} см). В последнее время большие успехи достигнуты в теории дислокаций в материале на микроуровне (10^{-5} см и меньше). Область, охватывающая объемы размером от 10^{-5} см до 10^{-2} см (область мезомеханики) только начинает осваиваться.

В работе исследуются особенности структуры конструкционных сталей на разных масштабных уровнях и их связь со структурно зависимыми характеристиками усталостного разрушения конструкционного материала.

Материал и методика испытаний

Как известно, основным металлическим материалом промышленности является углеродистая сталь, на свойства которой сильно влияет содержание углерода. Условно углеродистые стали в зависимости от содержания углерода делятся на низкоуглеродистые (менее 0,25 % углерода), среднеуглеродистые (с содержанием углерода от 0,3 до 0,5 %) и высокоуглеродистые стали. Известно также, что металл можно упрочнить, легируя его малыми добавками растворимых в нем элементов, которые вызывают в окрестности его атомов искажения кристаллической решетки, что приводит к появлению полей напряжений, препятствующих генерации и трансляции дислокаций. Легирующие элементы повышают устойчивость мартенсита против отпуска и задерживают коагуляцию карбидов, что обуславливает более высокую прочность легированных сталей по сравнению с углеродистыми. Одним из наиболее распространенных легирующих элементов является хром, повышающий прочность и снижающий пластичность сплава. Сталь 40X обладает повышенной прочностью и применяется для изготовления нагруженных деталей (коленчатых валов, осей, шестерен и др.). Для изготовления деталей сложной конфигурации, особенно для деталей, подвергающихся ударным нагрузкам, применяют стали, содержащие никель.

В работе исследовались образцы из доэвтектоидных углеродистых сталей с различным содержанием углерода (стали 20, 45, У7А), а также малолегированных сталей с различным содержанием легирующих элементов (стали 40X и 40ХН2МА) в состоянии поставки (после нормализации) и после упрочняющей термической обработки (закалки и отпуска). После испытаний на усталость образцы окончательно разрушались на разрывной машине УММ-10, после чего из зоны усталостной трещины изготавливались микрошлифы для металлографических исследо-

ваний на световом микроскопе МИМ-8М и растровом электронном микроскопе JSM-6360LA.

Результаты исследований и их обсуждение

Структура исследованных сталей на масштабном уровне зерна аустенита (при 500-кратном увеличении) показана на рис. 1. Видно, что после нормализации структуры образцов исследованных сталей принципиально не отличаются и представляют собой пластинчатый перлит и феррит в разных соотношениях. Поскольку твердость перлита существенно выше, чем твердость феррита, то структуру двухфазных углеродистых сталей можно рассматривать как мягкую матрицу феррита, в которой распределены небольшие близко расположенные твердые частицы перлита. В работах [2, 3] предел выносливости двухфазных сталей определяется толщиной мягкой фазы, разделяющей перлитные пакеты, в соответствии с формулой Петча-Холла

$$\sigma_w = \sigma_{w0} + K/\sqrt{d_\phi}, \quad (1)$$

где d_ϕ – характерный размер мягкой фазы.

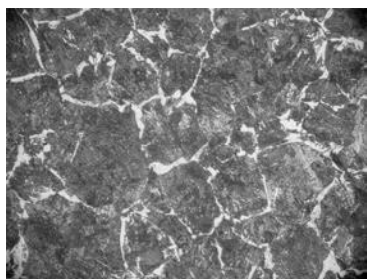
Однако при 500-кратном увеличении снимков структуры этих сталей характерный размер d_ϕ определить весьма проблематично. Структуры малолегированных сталей 40X и 40ХН2МА на масштабном уровне зерна аустенита представляют собой после нормализации сорбитообразный перлит, морфология которого с описываемых позиций также плохо определима.

На рис. 2 показаны микроструктуры сталей 45, У7А, 40X и 40ХН2МА на масштабном уровне зерна аустенита после закалки и отпуска (ТО). Структура образца стали 45 классифицируется как бейнит, а стали У7А – представляет собой сложную комбинацию феррита, троостита и малоуглеродистого мартенсита. Структуры сплавов 40X и 40ХН2МА после закалки в масло с последующим отпуском имеют практически одинаковый характер и классифицируются как отпущенный мартенсит. Однако при таком увеличении достаточно определенно установить особенности структуры исследованных конструкционных сталей с позиций механики деформируемого гетерогенного твердого тела также не представляется возможным. Возникает необходимость рассмотрения этих структур на более низком масштабном уровне (при большем увеличении).

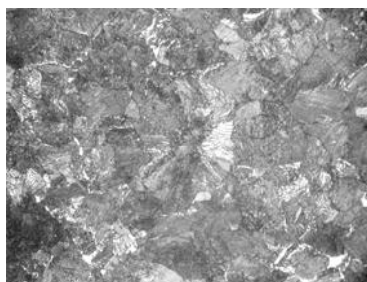
На рис. 3 показаны микроструктуры образцов исследованных сталей при увеличении $\times 5000$ в состоянии поставки (после нормализации), из которых видно, что с повышением содержания углерода и легирующих элементов характер среды существенно изменяется. В стали 20 структура в основном ферритная, в которой хаотично рас-



a



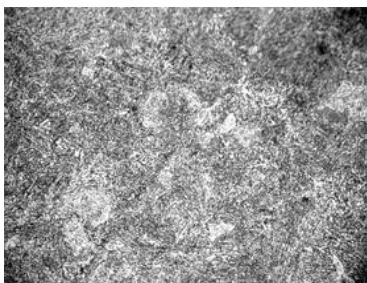
б



в



г



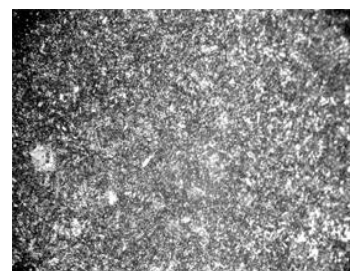
д

Рис. 1. Микроструктура образцов в состоянии поставки, $\times 500$:
a – сталь 20; *б* – сталь 45; *в* – сталь У7А;
г – сталь 40Х; *д* – сталь 40ХН2МА

положены образования разных размеров твердой фазы (перлита), способствующие скоплению ансамблей дислокаций. Структура стали 45 представляет собой практически одинаковые пакеты перлита, неравномерно распределенные в феррите примерно в соотношении 1:1 при некотором превышении феррита. Микроструктура стали У7А представляет собой уже в основном перлитные образования с небольшими промежутками и островками феррита, что существенно затрудняет движение дислокаций. Структуры сталей 40Х и 40ХН2МА заметно отличаются степенью дисперсности сорбитообразного перлита, распределенного



a



б



в



г

Рис. 2. Микроструктура образцов после термообработки, $\times 500$:
a – сталь 45; *б* – сталь У7А; *в* – сталь 40Х; *г* – сталь 40ХН2МА

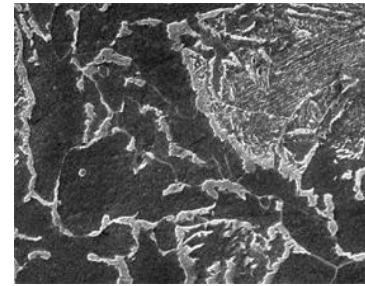
в феррите. Структура стали 40X представляет собой перлитные колонии, вытянутые в одном направлении, что повышает уровень анизотропии материала, прочность которого зависит от направления приложенного напряжения. Структура стали 40ХН2МА – глобулярная, мелкодисперсная, равномерно распределенная по границам зерен аустенита. Такое распределение перлитных образований несколько снижает характеристики сопротивления усталости, но и уменьшает рассеивание их значений.

На рис. 4 показаны микроструктуры образцов исследованных сталей при увеличении $\times 5000$ после термообработок. Видно, что после закалочных процессов структуры углеродистых сталей состоят из разного характера пластинчатых и игольчатых образований из твердых элементов в виде перлита и мартенсита с незначительными включениями мягких структур феррита или остаточного аустенита. Структуры малолегированных сталей представляют крупноигольчатый мартенсит с остатками аустенита, которого в стали 40ХН2МА больше, чем в стали 40X. Из этого следует, что практически после любого комплекса термообработок углеродистых сплавов с достаточно высоким содержанием углерода, в который входит закалка, образуются сложные структуры, вследствие чего проблематично установить не только характерный размер мягкой фазы d_{ϕ} , но и распределение ее по объему.

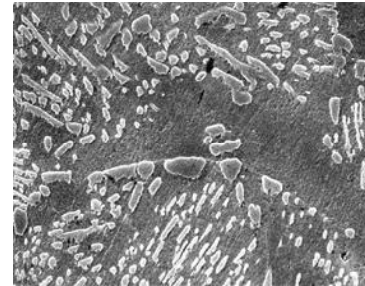
Анализ особенностей морфологии исследованных сталей при 5000-кратном увеличении позволяет объяснить отличия характеристик сопротивления усталости с позиций дислокационной теории прочности. В работах [8-10] показано, что если материал содержит равномерно распределенную совокупность небольших близко расположенных твердых частиц, то вокруг них тормозятся и скапливаются дислокации, тормозящие вновь генерируемые дислокации, которые не смогут проходить сквозь твердые частицы, а будут продавливаться в свободные области между ними. Следовательно, прочность такого материала определяется критическим касательным напряжением, приводящим в действие источник Франка-Рида с критической длиной расстояния между лесами дислокаций, образованных вокруг твердых частиц. Тогда для оценки прочности таких сплавов можно применить известную формулу расчета напряжения для продавливания дислокаций между твердыми дисперсными частицами:

$$k = \frac{G \cdot b}{l}, \quad (2)$$

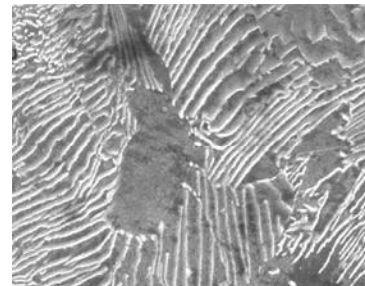
где k – упрочняющее напряжение, G – модуль сдвига, b – вектор Бюргера, l – ширина области, в которую продавливаются дислокации.



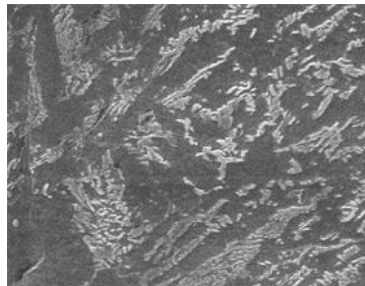
a



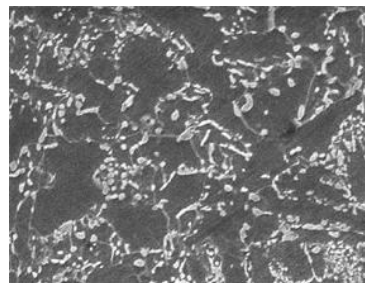
б



в



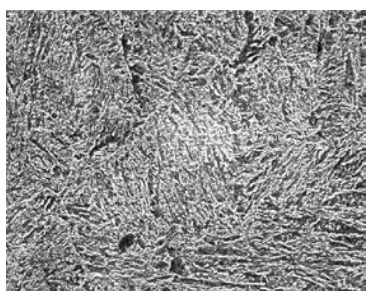
г



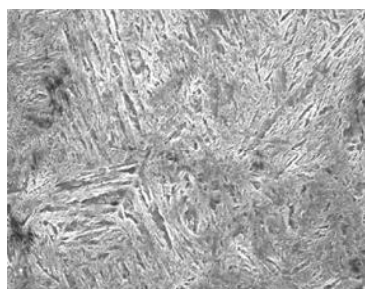
д

Рис. 3. Микроструктура образцов в состоянии поставки ($\times 5000$):

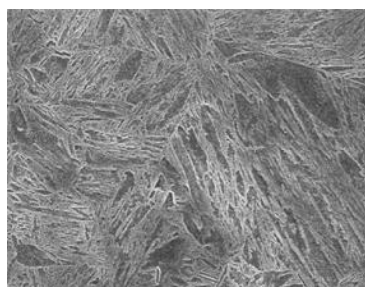
a – сталь 20; б – сталь 45; в – сталь Y7A;
г – сталь 40X; д – сталь 40ХН2МА



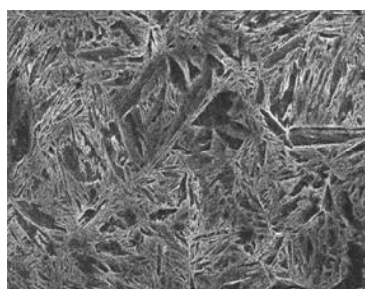
a



б



в



г

Рис. 4. Микроструктура образцов после термообработки ($\times 5000$):

a – сталь 45; *б* – сталь У7А; *в* – сталь 40Х;
г – сталь 40ХН2МА

Следует отметить, что конструкционные сплавы представляют собой поликристаллический агломерат, состоящий из большого числа небольших кристаллов разных размеров и неправильной формы, называемых зернами или кристаллитами. Размеры и ориентация кристаллитов в макрообъеме сплава варьируются случайным образом. Кроме того, конкретный сплав является сложной физико-механической системой, состо-

ящей из отдельных отграниченных однородных составных частей, называемых фазами. Таким образом, прочность поликристалла с позиций механики деформируемого твердого тела на микроуровне определяется прочностью элементов различных фаз, формой и размерами кристаллитов, их ориентировкой относительно действующей нагрузки, а также размерами распределением различных фаз в кристалле. Естественно, разработка адекватной модели прочности поликристалла, учитывающей такое многообразие влияющих факторов, является задачей архисложной. Значительно упрощает решение задачи определения работоспособности материала в условиях многоциклового усталости структурно-детерминистский подход к исследованию процесса усталости [11], согласно которому одним из основных параметров, характеризующих сопротивление усталости, является показатель степени m в уравнении кривой усталости, комплексно учитывающий влияние всех структурных особенностей материала на его способность сопротивляться усталости.

Сравнительный анализ проведенных металлографических исследований и полученных ранее [12–14] характеристик сопротивления усталости исследованных материалов показывает существование связи между структурой углеродистых сталей и коэффициентом m в уравнении кривой усталости. Такая качественная картина зависимости коэффициента m от традиционной классификации структуры материала показана на рис. 5. Видно, что чем выше дисперсность структуры и чем больше концентрация твердой фазы в мягкой матрице, тем больше значение коэффициента m . Кроме того, коэффициент m игольчатых мартенситных структур существенно больше, нежели перлитных образований.

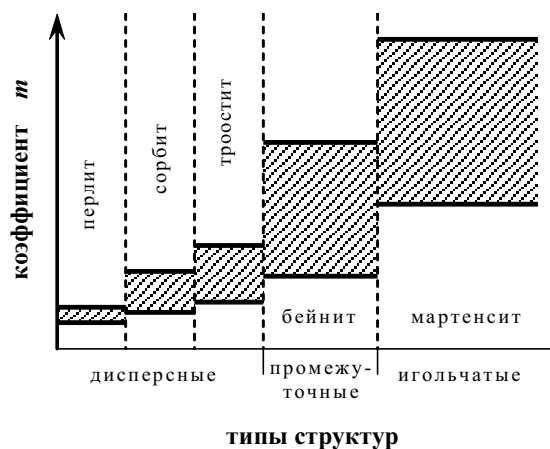


Рис. 5. Зависимость параметра m от типов структур конструкционных сталей

Выводы

На масштабном уровне зерна аустенита морфология конструкционных сталей количественно плохо определима. Удовлетворительная количественная оценка особенностей морфологии конструкционных сталей возможна на мезоуровне (от 10^{-6} м до 10^{-5} м). При этом специфика морфологии исследованных материалов позволяет установить механизмы их разрушения с позиций механики деформированного твердого тела, а также определять характерный размер мягкой фазы, входящего в формулу Петча-Холла. Показана качественная зависимость коэффициента m , характеризующего способность материала сопротивляться циклическим нагрузкам, от типов структуры конструкционных сталей.

Перечень ссылок

1. Коцаньда С. Усталостное растрескивание металлов / С. Коцаньда ; [пер. с польск. под ред. С. Я. Яремы]. – М. : Металлургия, 1990. – 622 с.
2. Вагапов Р. Д. Вероятностно-детерминистская механика усталости / Р. Д. Вагапов – М. : Наука, 2003. – 254 с.
3. Котречко С. А. Статистическая модель хрупкого разрушения феррито-перлитных сталей / С. А. Котречко // Металлофизика и новейшие технологии. – 2001. – 23, № 1. – С. 103–122.
4. Панин В. Е. Физическая мезомеханика деформируемого твердого тела как многоуровневой системы. III. Неупругий предвестник зарождения пластического сдвига / В. Е. Панин, Д. Д. Моисеенко, П. В. Максимов, А. В. Панин // Физическая мезомеханика. – 2006. – 9, № 5. – С. 5–15.
5. Сильновозбужденные состояния в кристаллах / [В. Е. Егорушкин, В. Е. Панин, Е. В. Савушкин, Ю. А. Хон] // Известия вузов. Физика. – 1987. – № 6. – С. 9–33.
6. Структурные уровни деформации твердых тел / [В. Е. Панин, Ю. В. Гриняев, Т. Ф. Елсукова, А. Г. Иванчин] // Известия вузов. Физика. – 1982. – № 6. – С. 5–27.
7. Конева Р. А. Физическая природа стадийности пластической деформации / Р. А. Конева, Э. В. Козлов // Известия вузов. Физика. – 1990. – № 2. – С. 89–106.
8. Макклинток Ф. А. Деформация и разрушение материалов / Ф. А. Макклинток, А. С. Аргон ; пер. с англ. – М. : Мир, 1970. – 443 с.
9. Новиков И. И. Дефекты кристаллического строения металлов / И. И. Новиков – М. : Металлургия, 1983. – 232 с.
10. Хирт Дж. Теория дислокаций / Дж. Хирт, И. Лоте ; [пер. с англ. под ред. Э. М. Надгорного и Ю. А. Осипьяна]. – М. : Атомиздат, 1972. – 599 с.
11. Беженов С. А. Некоторые аспекты теории усталостного разрушения металлических материалов / С. А. Беженов // Deformation & Fracture of materials – DFM2006 : Book of articles, ed. by Yu. K. Kovneristiy et al. – Moscow: Interkontakt Nauka, 2006. – С. 58–61.
12. К вопросу оценки характеристик сопротивления усталости конструкционных материалов / [С. А. Беженов, А. И. Беженов, В. Ю. Коцюба, С. Н. Пахолка] // Вестник двигателестроения. – 2004. – № 4. – С. 66–71.
13. Методологические аспекты оценки характеристик сопротивления усталости малолегированных конструкционных сталей / С. А. Беженов, В. Ю. Коцюба, С. Н. Пахолка, А. И. Беженов // Вестник двигателестроения. – 2006. – № 2. – С. 49–53.
14. Беженов С. А. К вопросу о связи химического состава и структуры углеродистых сталей с характеристиками сопротивления усталостному разрушению / С. А. Беженов, Т. Д. Соболевская // Нові матеріали та технології в металургії та машинобудуванні. – 2007. – № 1. – С. 20–26.

Поступила в редакцию 27.05.2009

Представлені результати дослідження особливостей морфології конструкційних сталей на різних масштабних рівнях. Наведено якісну залежність коефіцієнта m , як одного із основних параметрів опору втоми, від структури конструкційних сталей.

The results of investigation of the peculiarities of the morphology of structural steels on the various scale levels have been presented. The qualitative dependence of the factor m , like the one of the main fatigue fracture characteristics, on the structure of the structural steels has been given.

УДК 669-41:669.14.218.296:621.763

С. И. Гоменюк, С. Н. Гребенюк, В. Е. Ольшанецкий, А. С. Лавренко

ПРИМЕНЕНИЕ РАЗЛИЧНЫХ ТЕОРИЙ ОПРЕДЕЛЕНИЯ УПРУГИХ ХАРАКТЕРИСТИК КОМПОЗИЦИОННОГО МАТЕРИАЛА ПРИ РАСЧЕТЕ КОНСТРУКЦИЙ

Проведено сравнение степени согласия между различными методами проведения расчетов в оценке величины упругого прогиба композитной пластины (матрица 12X18Н10Т – волокна из проволоки марки ВР27-ЗВП).

В работе [1] для количественной оценки напряженно-деформированных состояний жаропрочного композита авторы использовали соотношения, полученные на основе правила смесей. Поскольку в практике подобных расчетов применяются и другие варианты соотношений, дающие удовлетворительное согласие оценочных и экспериментальных результатов, представляет значительный интерес выяснить адекватность использованного в работе [1] подхода реальным ситуациям путем сравнения оценок результатов, полученных методом конечных элементов для одних и тех же базовых данных.

Для определения упругих характеристик композиционного материала по упругим характеристикам его составляющих существует два альтернативных подхода.

Согласно первому подходу экспериментально исследуется определенный структурный элемент композита, содержащий достаточно большое количество армирующих частиц, чтобы результаты, полученные для него, можно было обобщить на любой объем композиционного материала. Применение такого подхода позволяет учесть изменение упругих свойств матрицы и армирующих волокон в процессе изготовления композита. С другой стороны, для получения композита с требуемыми свойствами приходится проводить большое количество экспериментов, варьируя различными параметрами, такими как объемное содержание арматуры, характер расположения армирующих элементов, применение различных материалов для матрицы и армирующих волокон.

Альтернативный структурный подход предполагает определение упругих характеристик композита через упругие характеристики матрицы и армирующих волокон, их объемные доли в композите, размеры и взаимное расположение армирующих элементов. Существенным недостатком такого подхода является то, что упругие характеристики структурных составляющих могут значительно различаться в исходном состоянии и в композите.

В целом композит можно представить как материал с анизотропными свойствами. Связь

между напряжениями и деформациями для анизотропного материала описывается обобщенным законом Гука

$$\sigma^{ij} = C^{ijkl} \varepsilon_{kl}, \quad (1)$$

где σ^{ij} – компоненты тензора напряжений, ε_{kl} – компоненты тензора деформаций, C^{ijkl} – компоненты тензора упругих постоянных.

Таким образом, для описания упругих свойств композиционного материала необходимо знать 81 компоненту тензора C^{ijkl} . Однако учитывая, что коэффициенты тензора упругих постоянных обладают симметрией относительно индексов i, j, k, l

$$C^{ijkl} = C^{klij}, C^{ijkl} = C^{ijlk}, C^{ijkl} = C^{jilk}, C^{ijkl} = C^{jilk}, \quad (2)$$

Волокнистый композиционный материал представляет собой однонаправленный армированный слой (рис. 1), его можно рассматривать как ортотропную среду, которая определяется 9 независимыми упругими постоянными. Для ортотропного материала закон Гука запишется в следующем виде:

$$\begin{aligned} \varepsilon_{11} &= a_{11}\sigma_{11} + a_{12}\sigma_{22} + a_{13}\sigma_{33}, \\ \varepsilon_{22} &= a_{12}\sigma_{11} + a_{22}\sigma_{22} + a_{23}\sigma_{33}, \\ \varepsilon_{33} &= a_{13}\sigma_{11} + a_{23}\sigma_{22} + a_{33}\sigma_{33}, \\ \varepsilon_{23} &= a_{44}\sigma_{23}, \varepsilon_{13} = a_{55}\sigma_{13}, \varepsilon_{12} = a_{66}\sigma_{12}, \end{aligned} \quad (3)$$

где a_{ij} – компоненты тензора податливости.

Если перейти от компонентов тензора податливости к техническим постоянным, то уравнения (3) запишутся в виде

$$\begin{aligned} \varepsilon_{11} &= \frac{1}{E_1} \sigma_{11} - \frac{\nu_{21}}{E_2} \sigma_{22} - \frac{\nu_{31}}{E_3} \sigma_{33}, \\ \varepsilon_{22} &= -\frac{\nu_{12}}{E_1} \sigma_{11} + \frac{1}{E_2} \sigma_{22} - \frac{\nu_{23}}{E_3} \sigma_{33}, \\ \varepsilon_{33} &= -\frac{\nu_{13}}{E_1} \sigma_{11} - \frac{\nu_{23}}{E_2} \sigma_{22} + \frac{1}{E_3} \sigma_{33}, \\ \varepsilon_{23} &= \frac{1}{G_{23}} \sigma_{23}, \varepsilon_{13} = \frac{1}{G_{13}} \sigma_{13}, \varepsilon_{12} = \frac{1}{G_{12}} \sigma_{12}, \\ \frac{\nu_{21}}{E_2} &= \frac{\nu_{12}}{E_1}, \frac{\nu_{31}}{E_3} = \frac{\nu_{13}}{E_1}, \frac{\nu_{32}}{E_3} = \frac{\nu_{23}}{E_2}, \end{aligned} \quad (4)$$

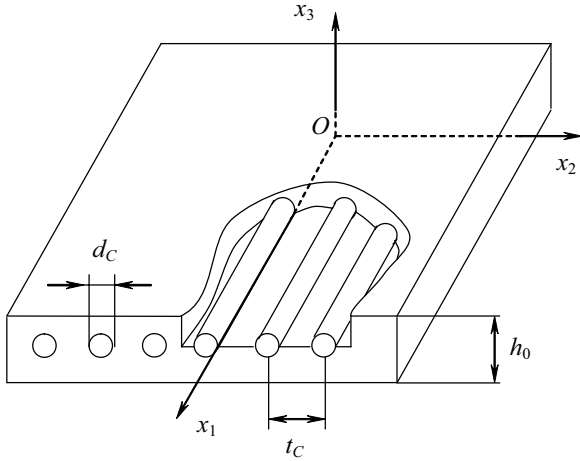


Рис. 1. Элементарный однонаправленный армированный слой

где E_1, E_2, E_3 – модули упругости в направлении осей x_1, x_2, x_3 ; G_{23}, G_{13}, G_{12} – модули сдвига в плоскостях x_1x_3, x_2x_3, x_1x_2 , ν_{ij} ($i, j = 1, 2, 3; i \neq j$) – коэффициенты Пуассона, характеризующие поперечное сжатие при растяжении в направлении осей координат (определяют сокращение в направлении оси x_j (второй индекс) при растяжении вдоль оси x_i (второй индекс)). Учитывая направление армирования (рис. 1) E_1 называют продольным модулем упругости, а E_2, E_3 – поперечными модулями упругости, аналогично модули G_{13}, G_{12} – модулями продольного сдвига, G_{23} – модулем поперечного сдвига.

Если предположить, что частота армирования волокнами достаточно велика, то армированный слой можно считать трансверсальноизотропным с плоскостью изотропии x_2Ox_3 . Тогда соотношения (4) можно переписать в виде

$$\begin{aligned} \varepsilon_{11} &= \frac{1}{E_1} \sigma_{11} - \frac{\nu_{21}}{E_2} (\sigma_{22} + \sigma_{33}), \\ \varepsilon_{22} &= -\frac{\nu_{12}}{E_1} \sigma_{11} + \frac{1}{E_2} (\sigma_{22} - \nu_{23} \sigma_{33}), \\ \varepsilon_{33} &= -\frac{\nu_{12}}{E_1} \sigma_{11} + \frac{1}{E_2} (-\nu_{23} \sigma_{22} + \sigma_{33}), \\ \varepsilon_{23} &= \frac{1}{G_{23}} \sigma_{23}, \quad \varepsilon_{13} = \frac{1}{G_{13}} \sigma_{13}, \quad \varepsilon_{12} = \frac{1}{G_{12}} \sigma_{12}, \\ \nu_{21} &= \nu_{12} \frac{E_2}{E_1}, \quad G_{13} = G_{12}, \quad \nu_{23} = \frac{E_2}{2G_{23}} - 1. \end{aligned} \quad (5)$$

Таким образом, для определения упругих характеристик армированного слоя необходимо найти 5 независимых величин $E_1, E_2, G_{12}, G_{23}, \nu_{12}$.

Наиболее распространенные методики определения упругих постоянных для композиционного материала следующие. Рассмотрим сначала упругие постоянные, полученные для плоской задачи теории упругости. В работе Лапина А.А. [3] предложены следующие соотношения:

$$\begin{aligned} E_1 &= E_C \Psi_C + E_R (1 - \Psi_C), \\ \nu_{12} &= \nu_C \Psi_C + \nu_R (1 - \Psi_C), \\ E_2 &= e E_1 / \\ &\left\{ \begin{aligned} &(\Psi_C + e(1 - \Psi_C))(e \Psi_C + (1 - \Psi_C)) - \\ &(-\Psi_C(1 - \Psi_C)(e \nu_R - \nu_C)^2) \end{aligned} \right\} \\ G_{12} &= \frac{g}{\Psi_C + g(1 - \Psi_C)} G_R, \end{aligned} \quad (6)$$

где $e = \frac{E_C}{E_R}$, $g = \frac{G_C}{G_R}$, E_C – модуль упругости материала корда; E_R – модуль упругости материала матрицы; G_C – модуль сдвига материала волокна, G_R – модуль сдвига материала матрицы, ν_C – коэффициент Пуассона материала корда; ν_R – коэффициент Пуассона материала матрицы; Ψ_C – коэффициент армирования, характеризующий относительное объемное содержание волокон. Для волокон круглого сечения и параметров слоя, изображенного на рис. 1, коэффициент армирования определяется формулой [4]

$$\Psi_C = \frac{\pi d_C^2}{4 h_0} i_C, \quad (7)$$

где d_C – диаметр волокон; h_0 – толщина армированного слоя; i_C – частота армирования.

В работе [5] предложены следующие соотношения для определения упругих постоянных композиционного материала

$$\begin{aligned} E_1 &= E_C \Psi_C + E_R (1 - \Psi_C), \\ \nu_{12} &= \nu_C \Psi_C + \nu_R (1 - \Psi_C), \\ E_2 &= \frac{1 + 2 \Psi_C}{1 - \Psi_C} E_R, \\ G_{12} &= \frac{1 - \Psi_C + g(\Psi_C + 1)}{\Psi_C + 1 + g(1 - \Psi_C)} G_R. \end{aligned} \quad (8)$$

Для решения трехмерных задач механики композитов предложены следующие соотношения для определения упругих постоянных. В работе [4] для простейшей модели композиционного материала

– системы жестко связанных чередующихся изотропных стержней, обладающих характеристиками волокна, и матрицы – представлены следующие соотношения, полученные на основе уравнения аддитивности или правила смесей:

$$\begin{aligned} E_1 &= E_C \Psi_C + E_R (1 - \Psi_C), \\ E_2 &= \frac{E_C E_R}{[E_R \Psi_C + (1 - \Psi_C)]}, \\ G_{12} &= \frac{G_C G_R}{[G_R (1 - \Psi_C) + G_C \Psi_C]}, \\ G_{23} &= \frac{\chi_R + \Psi_C + (1 - \Psi_C) G_R / G_C}{(1 - \Psi_C) \chi_R + (1 + \Psi_C \chi_R) G_R / G_C} G_R, \\ \nu_{12} &= \nu_C \Psi_C + \nu_R (1 - \Psi_C), \end{aligned} \quad (9)$$

где $\chi_R = 3 - 4\nu_R$.

В работе Аболиньша Д.С. [6] предложена несколько другая группа формул:

$$\begin{aligned} E_1 &= E_C \Psi_C + E_R (1 - \Psi_C), \\ E_2 &= e E_1 / \\ &\left\{ (\Psi_C + e(1 - \Psi_C))((1 - \Psi_C) + e\Psi_C) - \right. \\ &\left. - \Psi_C (1 - \Psi_C) (e\nu_R - \nu_C)^2 \right\} \\ G_{12} &= \frac{1 - \Psi_C + g(\Psi_C + 1)}{\Psi_C + 1 + g(1 - \Psi_C)} G_R, \\ G_{23} &= \frac{g}{\Psi_C + g(1 - \Psi_C)} G_R, \\ \nu_{12} &= \nu_C \Psi_C + \nu_R (1 - \Psi_C). \end{aligned} \quad (10)$$

Формулы Ванина Г.А. [7], в свою очередь, также отличаются в наборе от предложенных вариантов и имеют следующий вид:

$$\begin{aligned} E_1 &= E_C \Psi_C + E_R (1 - \Psi_C), \\ \nu_{12} &= \nu_R - \frac{g \Psi_C (\chi_R + 1) (\nu_R - \nu_C)}{(1 - \Psi_C) (\chi_C - 1) + g(2 - \Psi_C + \Psi_C \chi_R)}, \\ E_2 &= \left\{ \frac{\nu_{12}^2}{E_1} + \frac{\chi_R + 1}{8G_R} \left[\frac{\chi_C - 1 + 2g}{(1 - \Psi_C) (\chi_C - 1) + g(2 - \Psi_C + \Psi_C \chi_R)} - \right. \right. \\ &\quad \left. \left. - \frac{2(g-1)\Psi_C}{1 - \Psi_C + g(\Psi_C + \chi_R)} \right] \right\}^{-1}, \\ G_{12} &= \frac{1 - \Psi_C + g(\Psi_C + 1)}{\Psi_C + 1 + g(1 - \Psi_C)} G_R, \\ G_{23} &= \frac{1 - \Psi_C + g(\Psi_C + \chi_R)}{\chi_R (\Psi_C + g(1 - \Psi_C)) + 1} G_R, \end{aligned} \quad (11)$$

где $\chi_C = 3 - 4\nu_C$.

Все эти зависимости можно использовать для расчета композиционных материалов. Более предпочтительными с точки зрения адекватности модели являются соотношения, полученные для трехмерной теории упругости, т.е. соотношения (9)-(11).

Методика расчета композиционных конструкций реализована в рамках вычислительного комплекса «МІРЕЛА+» [8] на основе метода конечных элементов. Определено напряженно-деформированное состояние однослойной композиционной консольной пластины при действии распределенной нагрузки (рис. 2).

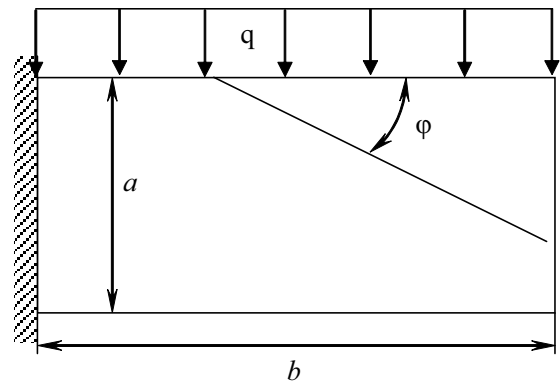


Рис. 2. Консольная пластина

Размеры плиты: ширина – $a = 0,1$ м, длина – $b = 0,22$ м, толщина – $t = 0,01$ м. Материал матрицы – 12Х18Н10Т, материал армирующих волокон – ВР27-3ВП. Диаметр волокон $d_f = 3 \times 10^{-4}$ м, объемное содержание волокон – 21 %. Коэффициент Пуассона для волокон принят $\mu_f = 0,3$; для материала матрицы – $\mu_m = 0,35$. Модуль упругости для волокон принят $E_f = 3,88 \cdot 10^5$ МПа. Модуль упругости матрицы – $E_m = 2,05 \cdot 10^5$ МПа. Нагрузка $q = 100$ МПа. Результаты расчетов для сетки разбиения на конечные элементы $5 \times 8 \times 8$ приведены в таблице 1.

На рис. 3-5 приведено распределение функции прогибов по конструкции при угле армирования 0° , полученное с использованием правила

Таблица 1 – Максимальный прогиб конструкции

Угол армирования φ	Максимальный прогиб, 10^{-3} м		
	Правило смесей	Теория Д.С. Аболиньша	Теория Г.А. Ванина
0°	1,82	1,78	1,76
30°	1,81	1,77	1,76
45°	1,80	1,75	1,75
60°	1,77	1,73	1,73
90°	1,72	1,70	1,70

смесей, теории Д.С. Аболиньша и теории Г.А. Ванина (соответственно). Визуализация выполнялась с использованием постпроцессора системы «МІРЕЛА+» при включенном режиме усиления деформаций.

На рис. 6 приведено распределение напряжений σ_{yy} , рассчитанное согласно теории Д.С. Аболиньша при угле армирования 0° .

Из приведенных данных можно заметить, что различие результатов расчета по разным теориям достигает 5 %, при расчете более сложных конструкций это различие, скорее всего, будет увеличиваться. Кроме того, в приведенной задаче различие упругих характеристик материалов матрицы и армирующих волокон незначительно, в противном случае разброс результатов расчета мог бы быть более значительным.

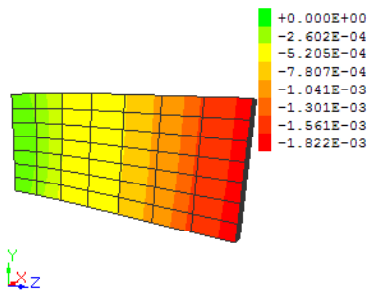


Рис. 3.

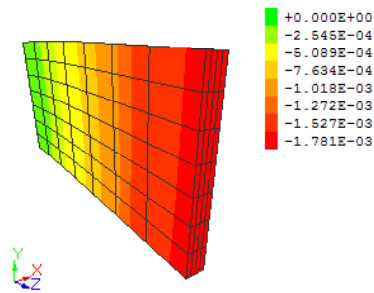


Рис. 4.

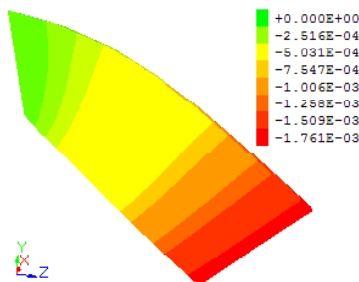


Рис. 5.

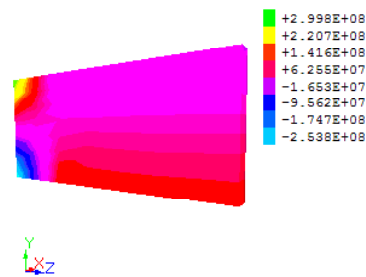


Рис. 6.

Перечень ссылок

1. Оценка направленно-деформированных состояний в жаропрочном композиционном материале матрица (12X18H10T – волокна (BP27-ЗВП) для разных схем линейного армирования / [С. Б. Беликов, А. С. Лавренко, В. Е. Ольшанецкий и др.] // Вісник двигунобудування. – 2008. – № 2. – С. 151–159.
2. Блох В. И. Теория упругости / В. И. Блох. – Х. : Изд-во Харьковского ун-та, 1964. – 483 с.
3. Лапин А. А. Плоская деформация резинокордовой ткани / А. А. Лапин // Расчеты на прочность в машиностроении : сб. научн. тр. – М. : Машгиз, 1955. – С. 87–99.
4. Композиционные материалы : справочник / [под. общ. ред. Д. М. Карпиноса]. – К. : Наук. думка, 1985. – 592 с.

5. Ashton J.E. Primer on composite materials: analysis / J. E. Ashton., J. C. Halpin, P. H. Petit. – Stamford: Technomic, 1969. – 124 p.
6. Аболиньш Д.С. Тензор податливости однонаправлено армированного упругого материала / Д. С. Аболиньш // Механики полимеров. – 1965. – № 4. – С. 52–59.
7. Ван Фо Фы, Г.А. Упругие постоянные и напряженное состояние стеклоленты / Г. А. Ван Фо Фы // Механика полимеров. – 1966. – № 4. – С. 593–602.
8. Метод конечных элементов в вычислительном комплексе «МІРЕЛА+» / [В. В. Киричевский, Б. М. Дохняк, Ю. Г. Козуб и др.]. – К. : Наук. думка, 2005. – 416 с.

Поступила в редакцию 24.06.2009

Проведено порівняння рівня узгодження між різними методами здійснення розрахунків в оцінці величини прогину композитної пластини (матриця 12X18H10T – волокна із дроту марки BP27-ЗВП).

Comparison of degree of consent is conducted between the different methods of leadthrough of calculations in the estimation of size of the resilient bending of composite plate (matrix of 12X18H10T – fibres from a wire are easily soiled BP27-ЗВП).

УДК 539.3

Т. Ф. Медведовская, И. Е. Ржевская, Е. В. Еселева,
Е. А. Стрельникова, Е. В. Ганчин, О. Л. Зайденварг

ОЦЕНКА РЕСУРСА И ДОЛГОВЕЧНОСТИ ЭЛЕМЕНТОВ ЦИКЛИЧЕСКИ СИММЕТРИЧНЫХ КОНСТРУКЦИЙ

Создана методика уточненного расчета прочности циклически симметричных конструкций гидротурбины (лопасти с фланцем рабочего колеса и крышки поворотной лопасти гидротурбины) и проведена оценка ресурса. Для определения напряженно-деформированного состояния конструкции используется метод конечных элементов с высокой степенью аппроксимации на элементе. Для определения ресурса применена теория многоцикло-вой усталости. Модули программ расчетов использованы при конструировании новых и модернизации существующих конструкций гидротурбин.

Введение

В связи с выработкой ресурса многих гидротурбин в Украине, при их модернизации возникает вопрос о продлении срока службы их отдельных узлов и деталей и замене морально и физически устаревшего оборудования при повышении мощности и эксплуатационной надежности гидротурбин. Оценка эффективности и объема реконструкции требует высокоточных и оперативных методик и программ исследования прочности и динамики конструкций узлов гидротурбин при различных режимах эксплуатации.

В связи с этим необходимо совершенствовать существующие расчетные схемы, разрабатывать новые методики для определения НДС, динамики и ресурса элементов конструкций гидротурбин.

Целью данной работы есть разработка методики численного анализа напряженно-деформированного состояния и оценка ресурса элементов конструкций гидротурбин.

1 Определение ресурса циклически симметричных конструкций гидротурбин

В соответствии с теорией многоцикло-вой усталости исходными данными для выполнения расчета ресурса элементов конструкций гидротурбин являются амплитудные значения интенсивности напряжений σ_a и средней величины напряжений σ_m . Количество циклов до разрушения N определяется уравнением [1]

$$N = \frac{\sigma_{-1\partial}^m \cdot N_0}{\sigma_a^m}, \quad (1)$$

где m – угол наклона кривой усталости;
 N_0 – базовое число циклов;
 $\sigma_{-1\partial}$ – предел выносливости детали при базовом

числе циклов, который можно определить из зависимости [1]

$$\sigma_{-1\partial} = \frac{\gamma \cdot \epsilon_\sigma \cdot \beta_\sigma}{k_\sigma} \sigma_{-10} \sqrt{1 - \frac{\sigma_m}{\sigma_E}}. \quad (2)$$

Здесь σ_{-10} – предел выносливости образца при базовом числе симметричных циклов в воздухе;

$\gamma, \epsilon_\sigma, \beta_\sigma, k_\sigma$ – коэффициенты влияния воды, масштабного фактора, состояния поверхности и концентрации напряжений соответственно;

σ_E – предел прочности.

Среднее значение напряжения цикла определяется следующим образом:

$$\sigma_m = \sigma_{m\partial} + \sigma_{mm}, \quad (3)$$

где $\sigma_{m\partial} = (\sigma_{\max} + \sigma_{\min})/2$ – эксплуатационные средние напряжения для симметричного цикла;

σ_{mm} – остаточные напряжения от сварки.

Таким образом, формула (1) с учетом (2) и (3) примет вид

$$N = N_0 \left(\frac{\gamma \cdot \epsilon_\sigma \cdot \beta_\sigma}{k_\sigma \cdot \sigma_a} \sigma_{-10} \sqrt{1 - \frac{\sigma_{m\partial} + \sigma_{mm}}{\sigma_E}} \right)^m.$$

Расчетный и остаточный ресурс определяют по формулам

$$n = \frac{N}{N_9} \cdot L, \quad n = \left(\frac{N}{N_9} - 1 \right) \cdot L,$$

где L – количество лет работы;
 N_9 – количество циклов нагружения за период эксплуатации.

2 Определение НДС и ресурса лопасти РК ПЛ гидротурбины

Лопасть РК ПЛ гидротурбины состоит из пера лопасти и фланца; переход между их поверхностями сглаживаю галтели (рис. 1).

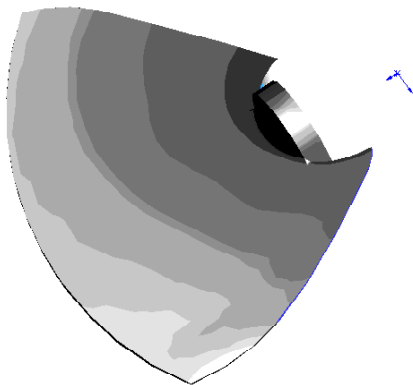


Рис. 1. Общий вид лопасти РК ПЛ гидротурбины

Конструкция закреплена по всей торцевой поверхности фланца. Распределенная нагрузка приложена к перу лопасти РК гидротурбины. Учитывается также влияние центробежных сил.

Определено НДС лопасти Днепродзержинской гидротурбины под распределенным давлением и центробежными силами по методу конечных элементов [2]. На рис. 2 показано распределение интенсивности напряжений в конструкции и деформированное состояние при максимальном напоре гидроагрегата.

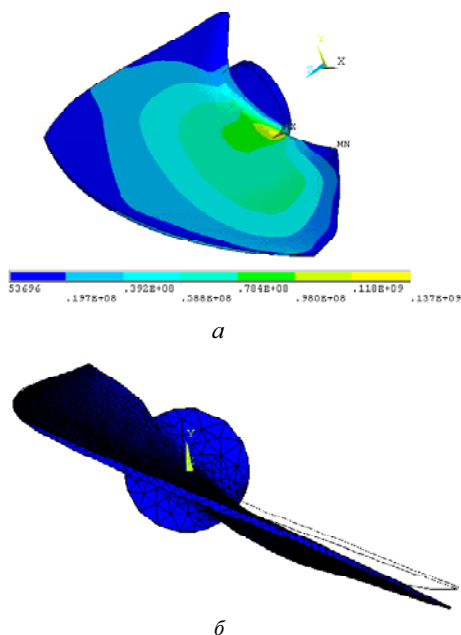


Рис. 2. Распределение интенсивности напряжений (а) и деформированное состояние в лопасти с фланцем (б) Днепродзержинской ГЭС при максимальном напоре гидроагрегата

Максимальные напряжения в конструкции возникают в месте перехода пера лопасти в цапфу. Их величина не превышает допустимые ($\sigma_T = 550$ МПа).

При определении амплитуды динамических напряжений считаем, что конструкция нагружена давлением, которое меняется по закону $q(t) = 0,1 \cdot Q(x, y, z) \cdot \sin(\omega \cdot t)$, где ω – оборотно-лопастная частота равная 3,45 Гц, а $Q(x, y, z)$ – давление на лицевую и тыльную поверхность лопасти.

На рис. 3 показан график изменения максимального значения интенсивности напряжений во времени (а), распределение интенсивности напряжений для $t = 0,075$ с.

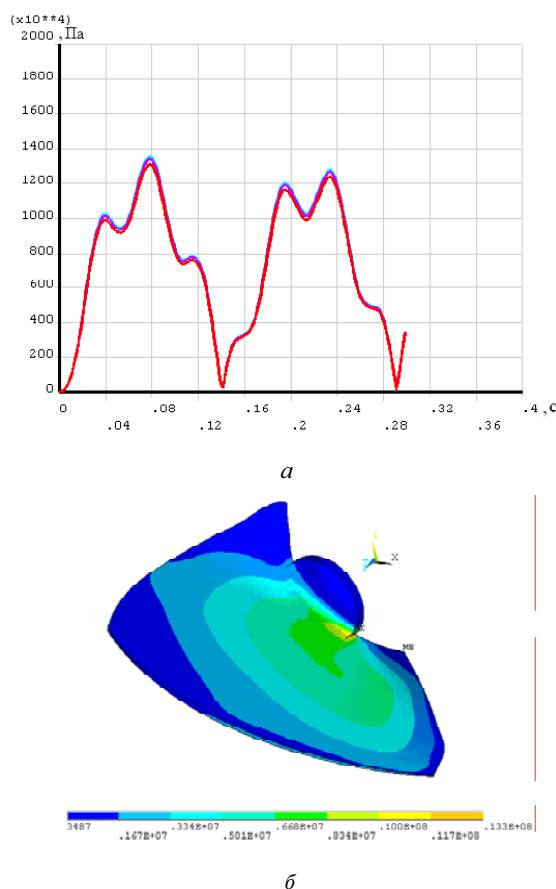


Рис. 3. График изменения максимального значения интенсивности напряжений во времени (а), распределение интенсивности напряжений для $t = 0,075$ с (б)

Результаты расчета НДС лопасти с фланцем РК ПЛ гидротурбины при динамическом нагружении показали, что расчет возможен в квазистатической постановке, т.к. низшие собственные частоты ($f_1 = 31,7$, $f_2 = 50$) намного выше частоты возмущения. Механические и усталостные характеристики стали 06Х12НЗДЛ, согласно приведенным в справочнике [3] данным, такие: граница выносливости образца при базовом числе

симметричных циклов в воздухе $\sigma_{-10} = 49$ МПа; базовое число циклов $N_0 = 10^8$; угол наклона кривой усталости $m = 6,0$; граница прочности $\sigma_e = 700$ МПа; коэффициенты влияния воды, масштабного фактора, состояния поверхности $\gamma = 1$, $\epsilon_\sigma = 1$, $\beta_\sigma = 1$, $k_\sigma = 1,996$. Амплитудные и средние значения интенсивности напряжения лопасти равны $\sigma_m = 137$ МПа, $\sigma_\alpha = 13,3$ МПа, количество циклов до разрушения $N = 20,575$, расчетный ресурс лопасти с фланцем Днепродзержинской ГЭС при максимальном напоре гидроагрегата равен 38 годам.

3 Методика численного исследования НДС и ресурса крышки гидротурбины

Методом конечных элементов [2] выполнены расчеты статической прочности крышки турбины Днепродзержинской ГЭС. Расчет выполнен в программном комплексе с использованием двумерной оболочечной модели. Общий вид конструкции приведен на рис. 4. По периметру опорной поверхности фланца крышка закреплена.

Расчетная схема и распределение действующих давлений по поверхности крышки турбины при расчетном напоре приведена на рис. 5.



Рис. 4. Общий вид пространственной конструкции крышки гидротурбины

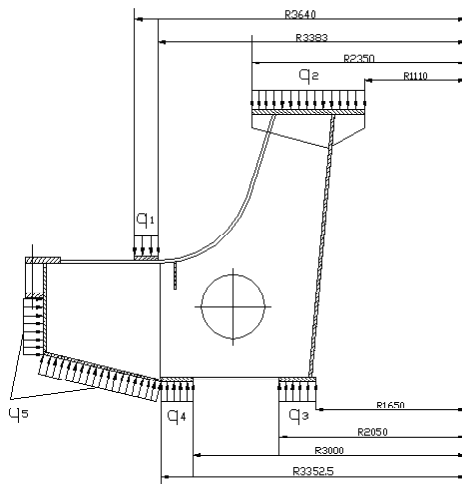


Рис. 5. Расчетная схема и распределение действующего давления на крышку

На рис. 6 показано распределение интенсивности напряжений сечения крышки.

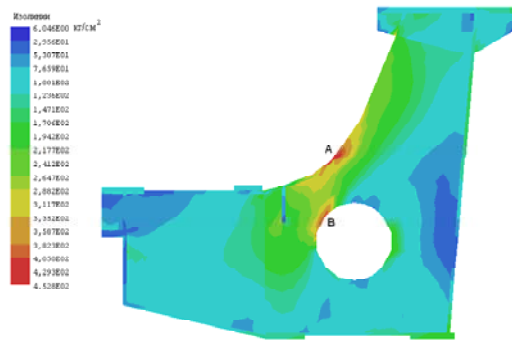


Рис. 6. Распределение интенсивности напряжений в крышке при статическом нагружении

Интенсивность напряжений крышки в точке А равна 45,28 МПа, В – 39,30 МПа, в основной части крышки – 22...24 МПа.

Амплитудные значения нагружения равны 10 % от статического давления. Расчеты проводились для таких частот нагружения: оборотной – 0,86 Гц, лопаточной – 3,45 Гц, лопаточной – 27,57 Гц.

Распределение интенсивности амплитудных напряжений для частоты 3,45 Гц показано на рис. 7.

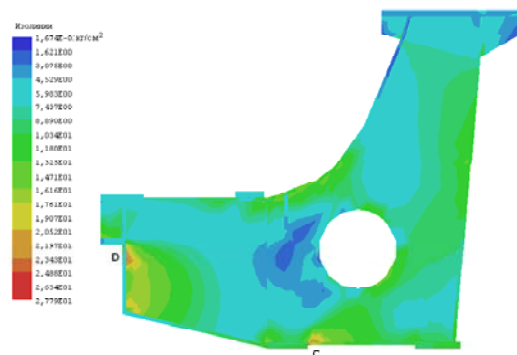


Рис. 7. Распределение интенсивности амплитудных напряжений для частоты 3,45 Гц

Максимальные напряжения действуют в точках опоры конуса (С) и в точках опирания по линии крепления крышки (D) и равны 1,305 МПа.

Ресурс крышки при модернизации агрегата № 5 Днепродзержинской ГЭС вычислен по приведенной методике с такими механическими и усталостными характеристиками материала Ст3 [4]: граница выносливости образца при базовом числе симметричных циклов в воздухе $\sigma_{-10} = 95$ МПа; базовое число циклов $N_0 = 10^7$; угол наклона кривой усталости $m = 3,78$; граница прочности $\sigma_e = 380$ МПа; коэффициенты определе-

ны согласно с [4] $\gamma = 0,73$, $\epsilon_{\sigma} = 0,78$, $\beta_{\sigma} = 0,77$, $k_{\sigma} = 1,05$, $\sigma_{mm} = 170$ МПа.

По данным ГЭС отработал за $L = 35$ лет 125080 ч, что при частоте нагружения 3,45 Гц, составляет $N_{\Sigma} = 1,5535 \cdot 10^9$ циклов. Остаточный ресурс крышки агрегата № 5 Днепродзержинской ГЭС равен около 45 лет.

4 Определение долговечности конструкции с трещиной

Будем решать задачу об определении долговечности конструкций с трещиной, следуя методам, изложенным в [4]. Задача состоит в определении времени (числа циклов $N = N_*$), по истечении которого трещина подрастает до критического размера, и происходит разрушение.

Будем использовать зависимость П. Пэриса

$$dl/dN = N_G (\Delta R)^m,$$

где l – длина трещины,

N – количество циклов,

ΔR – амплитудное значение коэффициента интенсивности напряжений,

N_G, m – константы материала.

Число циклов до разрушения определяется по формуле

$$N_* = N_G \int_{l_0}^{l^*} \left(1 - \sqrt{\frac{l}{l_*}} \right)^m dl.$$

Полагая $l_0 = 0$ и интегрируя полученное равенство, вычисляем число циклов до разрушения. Время до разрушения (в годах) вычисляем по формуле

$$t = \frac{N_*}{3600 p \omega}, \tag{4}$$

где p – количество часов работы конструкции в году;

ω – частота колебаний пластины.

На рис. 8 представлены результаты численного расчета времени t (в годах) подрастания внутреннего изолированного дефекта до недопустимого для различных уровней амплитуд динамического нагружения σ (МПа/м²) при $\omega = 3,45$ Гц соответственно.

Представляет значительный интерес аналогичный анализ долговечности в случае наличия дефектов в сварке краев магистральной трещины, представляющих собой цепочку зон непровара. Здесь коэффициент интенсивности напряжений K_1 представлен следующим образом:

$$K_1 = \sigma \sqrt{\frac{d}{\pi} \operatorname{tg} \frac{\pi l}{d}},$$

здесь d – расстояние между серединами трещин цепочки.

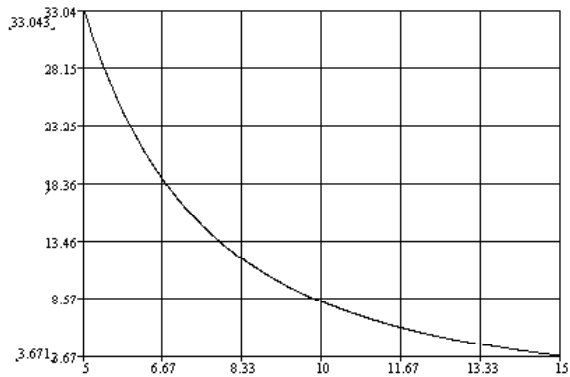


Рис. 8. Долговечность при наличии изолированного дефекта

Тогда число циклов до разрушения определяется по формуле

$$N_* = N_G \int_{l_0}^{l^*} \left(1 - \sqrt{\frac{\operatorname{tg} \frac{\pi l}{d}}{\operatorname{tg} \frac{\pi l_*}{d}}} \right)^m dl.$$

Полагаем $l_0 = 0$. Интегрируя полученное равенство и применяя формулу (4), получаем зависимости времени до разрушения от амплитуды напряжений при динамическом нагружении.

На рис. 9 приведены результаты численного расчета времени t (в годах) подрастания трещин в цепочке до недопустимых для различных уровней амплитуд динамического нагружения σ (МПа/м²) при $\omega = 3,45$. Здесь $m = 2$. Здесь цифрам 1, 2, 3, 4 отвечают следующие значения d (см): 1; 2; 4; 6.

Проведенный анализ показывает, что особенно опасными являются дефекты, связанные с недостаточным качеством сварки, приводящие к появлению и быстрому развитию цепочки непроваров, возникших при ремонтных работах.

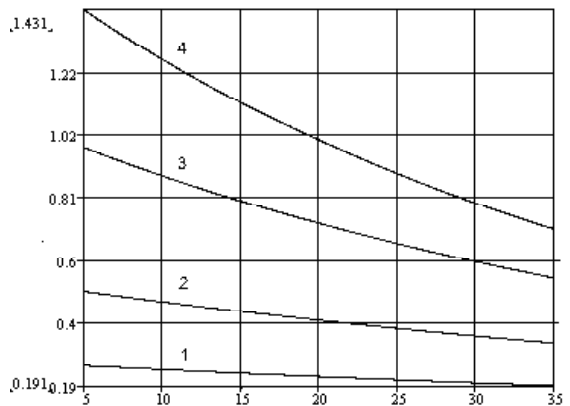


Рис. 9. Долговечность при наличии цепочки трещин

В ближайшие годы высока вероятность появления усталостных трещин в зонах концентрации, коэффициент запаса по усталостной прочности снизится до недопустимого. Эксплуатация агрегата с трещинами в ребрах и сварных швах недопустима.

Выводы

Разработанные метод и пакеты прикладных программ дают возможность на практике проводить комплексный анализ статических, динамических характеристик, ресурса конструкций, долговечности конструкций с трещиной и оперативно решать вопросы замены или продления срока службы оборудования при модернизации агрегатов ГЭС.

Перечень ссылок

1. Серенсен С. В. Несущая способность и расчет деталей машин на прочность : руководство и справочное пособие / Серенсен С. В., Кобаев В. П., Шнейдерович Р. М. – М. : Машиностроение, 1975. – 488 с.
2. Бате К. Численные методы анализа и метод конечных элементов / К. Бате, Е. Вилсон. – М. : Наука, 1982. – 448 с.
3. Трошенко В. Т. Сопротивление усталости металлов и сплавов : справочник в 2 ч. / Трошенко В. Т., Сосновский Л. А. – К. : Наук. думка, 1987. – Ч. 1. – 504 с. – Ч. 2. – 1302 с.
4. Андрейкив А. Е. Усталостное разрушение и долговечность конструкций / Андрейкив А. Е., Дарчук А. И. – К. : Наук. думка, 1987. – 404 с.

Поступила в редакцию 29.06.2009

Розроблена методика уточненого розрахунку міцності циклічно симетричних конструкцій (лопати з фланцем робочого колеса і кришки поворотно-лопатевої гідротурбіни) і проведена оцінка ресурсу. Для визначення напружено-деформованого стану конструкції використовується метод скінченних елементів з високим ступенем апроксимації на елементі. Для визначення ресурсу використовувалась теорія багатоциклової втоми. Модулі програм розрахунків використані при конструюванні нових і модернізації існуючих конструкцій гідротурбін.

The advanced method to estimate the stiffness of cyclic symmetric structures (Kaplan turbine blade with flange and cap) was elaborated. The estimation of residual life was concluded. To determine stress-strain state the finite element method with high degree approximation is in use. For residual life estimation the high-cycle fatigue theory was used. The modules of Computer Codes were used under creation of new hydraulic turbines and on modernization of existed ones.

УДК: 539.292: 621

В. В. Погосов, П. В. Вакула

К ВОПРОСУ О ПОЗИТРОННОЙ ДИАГНОСТИКЕ ДЕФЕКТНЫХ МЕТАЛЛОВ: ВАКАНСИИ

Теоретически исследовано состояние позитрона и атома позитрония в вакансии металлов. В модели стабильного желе вычислены энергии связи позитрона в вакансии, а также работы выхода позитрона и позитрония. Расчеты показывают, что для металлов, обладающих отрицательными работами выхода квазисвободного позитрона, наличие вакансий в приповерхностной области приводит к изменению знака работ выхода.

1 Введение

Одним из весьма чувствительных методов диагностики объемных дефектов и состояния поверхности в ультрадисперсных средах является метод аннигиляции позитронов [1, 2]. Основной характеристикой позитрона является энергия связи и время жизни в среде.

Обычно позитроны эмиттируются в металл каким-либо радиоактивным изотопом, который испускает позитроны очень высоких энергий порядка 1 МэВ. На его пути устанавливают аттенюатор — образец, в котором позитрон значительную часть энергии теряет в неупругих соударениях с атомами, а затем с энергией порядка 10^3 эВ поступает уже в исследуемый металл. Далее, всего за несколько пикосекунд позитрон термализуется, рассеиваясь на фононах. Являясь античастицами электрон металла и позитрон могут попарно аннигилировать с испусканием γ -квантов. Скорость аннигиляции позитрона в среде зависит от концентрации электронов окружения. Анализ аннигиляционных спектров показывает, что даже при $T = 10$ К позитроны в металлах термализованы. Взаимодействие электрона и позитрона может приводить также к образованию связанных состояний — атомов позитрония (P_s) по аналогии с экситоном, образованным электроном и дыркой. Структура таких образований

аналогична атомам водорода. Однако приведенная масса атома P_s равна примерно половине электронной массы, поэтому энергия связи атома позитрония равна $Ry/2$, $Ry = 13,6$ эВ. Позитрону, встретившемуся с вакансией, может быть энергетически выгодным локализоваться в ней [1-5]. Механизм резонансного рассеяния на моновакансиях обеспечивает очень высокие скорости захвата [6], что приводит, естественно, к увеличению времени его жизни в образце, которое наблюдается на опыте [6]. Времена жизни в этих случаях соотносятся примерно как 2:3.

Важной характеристикой состояния позитронов в металле является его работа выхода. Для ряда металлов работа выхода свободных позитронов W_p отрицательна (см., например, работу [7] о аннигиляции позитронов в тонких металлических пленках). Этому соответствует наблюдаемая на опыте интенсивная обратная эмиссия инжектированных позитронов. За поверхностью взаимодействия позитрона и металла определяется силами изображения. Вдали за поверхностью одночастичный потенциал имеет асимптотику $(-e^2/4x)$, а вблизи от поверхности реализует потенциальную яму и соответственно поверхностные состояния для позитрона (см. рис. 1), на которых он может быть также локализован и в дальнейшем аннигилировать. Измерение вре-

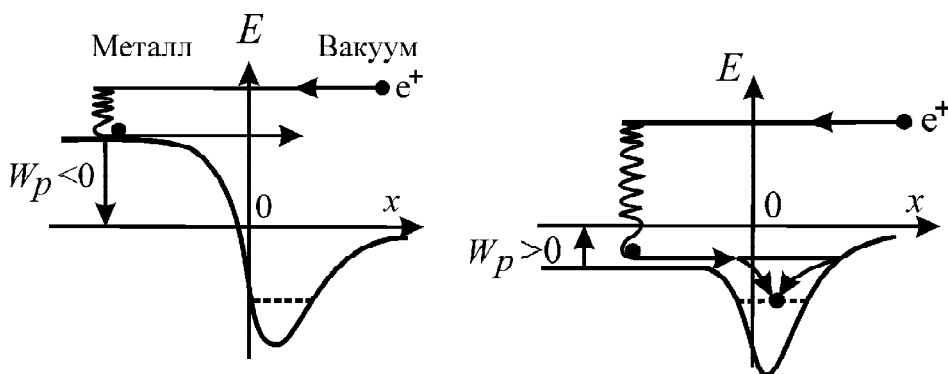


Рис. 1. Энергетические схемы потенциалов взаимодействия позитрона с металлами, для которых $W_p < 0$ или $W_p > 0$

мени жизни позитронов, потока вторичной эмиссии, работы выхода позволяют судить о дефектном состоянии вещества [1, 2].

В [8] наблюдалось ослабление интенсивности позитронов, эмиттируемых в результате диффузии из алюминиевого образца, содержащего дефекты. Объяснением этого эффекта может быть изменение знака работы выхода позитрона вследствие его локализации в приповерхностной вакансии, откуда он туннельным переходом может оказаться уже в поверхностном состоянии и там аннигилировать.

В данной работе теоретически исследовано состояние позитрона и атома позитрония в вакансии металлов. В модели стабильного желе вычислены энергии связи позитрона в вакансии, а также работы выхода позитрона и позитрония. Расчеты показывают, что для металлов, обладающих отрицательными работами выхода квазисвободного позитрона, наличие вакансий в приповерхностной области приводит к изменению знака работ выхода.

2 Методика вычисления

Работа выхода локализованного в вакансии позитрона W_p^{vac} отличается от W_p на величину энергии связи позитрона в вакансии E_b :

$$W_p^{vac} = W_p + E_b. \quad (1)$$

Если $W_p < 0$, то возможно изменение знака работы выхода, $W_p^{vac} > 0$ (рис. 1). К числу металлов с отрицательными значениями W_p относятся, например, медь, алюминий, железо, молибден, никель, хром, титан. Для них в [9-16] из анализа энергетического спектра обратной эмиссии были получены значения $W_p < 0$.

Одним из каналов фиксации обратной эмиссии позитронов служит регистрация «эмиссии»

атомов позитрония. Была доказана невозможность образования Ps в объеме металла. Атомы Ps образуются на хвосте электронного распределения за поверхностью. Работа выхода атома Ps зависит от того, свободен позитрон в металле или он локализован. По циклу Борна для того, чтобы «извлечь» из металла атом позитрония нужно извлечь электрон и позитрон по отдельности, а затем объединить их в атом. В экспериментах с ростом температуры наблюдается уменьшение W_{Ps} по абсолютной величине. Работа выхода позитрона может быть вычислена, если использовать метод функционала плотности. Его реализация в модели стабильного желе дала хорошие результаты при расчете работы выхода электронов [1, 2]. Вначале нами вычислена энергия образования моновакансии.

Для вычисления работ выхода позитрона надо вычислить: энергию металла с позитроном в вакансии, энергию металла с «пустой» вакансией и «свободным» позитроном, энергии металлического образца и позитрона, находящимся вдаль от него. Основное состояние локализованного в вакансии позитрона описывается параметризованной волновой функцией. Из условия минимума полной энергии находятся вариационные параметры и соответственно все исследуемые характеристики.

3 Результаты и их обсуждение

В таблице 1 приведены результаты вычислений работ выхода свободного позитрона и атома позитрония для металлов. Работа выхода складывается из нескольких членов разных по знаку и, для некоторых металлов, близких по величине, и поэтому весьма чувствительна к вычислению каждой из них. В целом достигается согласие по знаку теоретических значений W_p с имеющимися для некоторых металлов экспериментальными данными.

Таблица 1 – Расчетные значения энергии образования вакансий E_v , работ выхода позитронов. Экспериментальные значения работ выхода позитронов взяты из [9]

Металл	E_v (эВ)	W_p (эВ)	W_p (эВ) [9]	W_p^{vac} (эВ)
Au	0,53	0,50	>0 (100)	4,28
Ag	0,53	0,92	>0 (100)	4,29
Cu	0,58	0,17	-0,60 (поликр.)	3,98
Al	1,31	-0,60	-0,19	3,55
Pb	1,59	0,18	>0 (100)	4,07
Mo	0,51	-0,78	-2,4 (поликр.)	4,34
Fe	1,01	-1,44	-1,30 (поликр.)	3,47
Ni	0,93	-0,36	-0,90 (поликр.)	4,39
Cr	0,59	-1,45	-1,76 (поликр.)	3,88

В сравнении значений W_p и W_p^{vac} очевидно изменение знака работы выхода позитрона при его эмиссии из вакансии для металлов, имеющих $W_p < 0$. Для позитрона в этих металлах W_p^{vac} отличается от W_p на величину энергии связи позитрона в вакансии. Теория дает энергию связи $E_b > |W_p|$. Для атомов позитрония наблюдается $W_{Ps} < 0$, $W_{Ps}^{vac} > 0$ для всех исследованных металлов.

Время жизни позитрона τ в вакансии обратно пропорционально скорости аннигиляции. Общепринятый способ вычисления дает $\tau = 414$ пс в Na и 196 пс в Al. Эти значения близки к результатам [2].

4 Вывод

Теоретически исследовано состояние позитрона и атома позитрония в вакансии металлов. В модели стабильного желе вычислены энергии связи позитрона в вакансии, а также работы выхода позитрона и позитрония. Расчеты показывают, что для металлов, обладающих отрицательными работами выхода квазисвободного позитрона, наличие вакансий в приповерхностной области приводит к изменению знака работ выхода.

Перечень ссылок

1. Погосов В. В. Введение в физику зарядовых и размерных эффектов. Поверхность, кластеры, низкоразмерные системы / Погосов В. В. — М.: Физматлит, 2006. — 328 с.
2. Puska M. J. Theory of positrons in solids and on solid surface / Puska M. J., Nieminen R. M. // Rev. Mod. Phys. N. Y. — 1994. — Vol. 66. — N 3. — P. 841–897.
3. Гольцьяев О. М. Локализация позитронов в вакансиях простых металлов / Гольцьяев О. М., Осадчиев В. М. // ФТТ. СПб., 1984. — Т. 26. — № 6. — С. 1801–1807.
4. Mc Mullen T. Reemitted positron spectroscopy of near-surface defects / Mc Mullen T., Stott M. J. // Phys. Rev. N.Y. — 1990. — Vol. B42. — N4. — P. 1910–1916.
5. Jensen K. O. Low-temperature positron trapping into voids in metals / Jensen K. O. // J. Phys. : Cond. Matter 1992. N.Y. — Vol. 4 — N 7. — P. 1973–1980.
6. Seeger A. On the systematics of positron lifetimes in metals // Phys.Stat.Sol.(a) — N.Y. — 1987. — Vol. 102. — N1. — P. 171–179.
7. Nielsen B. Study of solids by use of nonthermalized positrons / Nielsen B. // Phys.Rev.Lett. N.Y. — 1986. — Vol. 57. — N 14. — P. 1789–1792.
8. Fischer D. A. High-resolution angleresolved positron reemission spectra from metal surfaces / Fischer D. A. // Phys. Rev. N.Y. — 1986. — Vol. B33. — N 7. — P.4479–4492.
9. Jibaly M. Determination of the positron work functions of Cu(100) and polycrystalline Fe, Mo, Ni, Pt, Ti and V / Jibaly M.// Positron Annihilation /ed Zs. Kajcsos, Cs. Szeles Material Science Forum 1992 V.105–110. Pt.3 (Aedermannsdorf-Switzelend : Trans Tech Publications) — P. 1399–1402.
10. Puska M. J. Ab-initio calculation of positron annihilation rates in solids / Puska M. J. // J. Phys. : Condens. Matter N.Y. — 1991. — Vol. 3. — P. 3455–3469.
11. Trumphy G. Positron trapping at voids in metals: a generalized model / Trumphy G. // J.Phys. : Cond.Matter — N.Y. — 1992. — Vol.4. — N 2. — P. 419–426.
12. Gramsch E. Trapping model for thermal and nonthermal positrons in metals / Gramsch E. // Phys.Rev. — N.Y. — 1989. — Vol. B40. — N 4. — P.2537–2549.
13. Khanna S. N. Atomic relaxations around vacancy clusters in molybdenum and their effects on trapped-positron lifetime / Khanna S. N. // Phys. Rev. N.Y. — 1988. — Vol. B37. — N1. — P. 6–11.
14. Погосов В. В. О влиянии вакансий на работу выхода позитрона и позитрония из металла / Погосов В. В. // Физика твердого тела. — СПб., 1994. — Т. 36. — № 8. — С. 2343–2354.
15. Pogosov V. V. Positron binding energy in monovacancy of metals and work functions in stabilized jellium model / Pogosov V. V. // Positron Annihilation. Materials Science Forum / Eds. C.Y.Cao, Y.J. He. Trans Tech Publication. — 1995. — Pt1. — P. 169–172.
16. Новиков Ю. А. Исследование пленок металлов, находящихся в электрическом контакте с подложкой, методом аннигиляции / Новиков Ю. А. // Поверхность. — М., 1990. — № 3. — С. 110–118.

Поступила в редакцию 01.07.2009

Теоретично досліджено стан позитрона і атома позитронія у вакансії металів. У моделі стабільного желе розраховані енергії зв'язку позитрона у вакансії, а також роботи виходу позитрона і позитронія. Розрахунки демонструють, що для металів, у яких роботи виходу квазівільних позитронів негативні, присутність вакансій у приповерхневому шарі призводить до зміни знаку роботи виходу.

Positron ground states in vacancies are investigated theoretically for metals. In the framework of stabilized jellium model with simplest description of electron and positron profiles the positron binding energies, work function and life time are calculated. Vacancies emergency leads to the change in sign of work functions.

УДК 620.179.14

В. Н. Учанин, С. А. Александров, В. Ю. Цыганов

ВИХРЕТОКОВАЯ ДЕФЕКТОСКОПИЯ ДЕТАЛЕЙ АВИАЦИОННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ В УСЛОВИЯХ ЭКСПЛУАТАЦИИ И РЕМОНТА

Рассмотрены результаты исследования сигналов вихрековых преобразователей для трещин разной длины и раскрытия, которые позволяют оптимизировать параметры вихрековых преобразователей. Представлен вихрековый дефектоскоп для выявления поверхностных дефектов. Показаны направления дальнейшего усовершенствования дефектоскопов. Представлен опыт применения вихрекового метода для контроля авиационных двигателей.

Введение

Надежность авиационных двигателей в эксплуатации обеспечивается комплексом мер, среди которых неразрушающий контроль (НК) является одной из наиболее важных составляющих. При этом большой объем контрольных операций традиционно выполняется вихрековым методом, который имеет ряд преимуществ по сравнению с другими методами НК [1]. Вихрековый контроль можно проводить без удаления покрытия или нагара, не требуются расходные дефектоскопические материалы и громоздкое оборудование (как при капиллярном или магнитопорошковом контроле). Метод имеет высокую производительность и не выдвигает особых требований к шероховатости контролируемой поверхности. Задача обнаружения коротких усталостных трещин малого раскрытия может быть решена на основе оптимизации вихрекового преобразователя (ВТП) и схемы дефектоскопа.

Исследование вихрековых сигналов от трещин разной длины и раскрытия

Рассмотрим влияние длины трещины на чувствительность ВТП. На рис. 1 представлены распределения сигнала ВТП при сканировании вдоль трещины (координата y) для трещин разной длины, полученные методом объемных интегральных уравнений [2]. Длина трещины и координата размещения ВТП при сканировании нормированы относительно среднего диаметра D_c обмотки ВТП (приведенная длина $l'_{TP} = l_{TP} / D_c$ и приведенная координата $y' = y / D_c$).

Общий вид полученных распределений сигнала показывает, что они сильно зависят от отношения длины трещины к диаметру ВТП. Для коротких трещин распределение сигнала ВТП имеет два симметричных максимума с одним минимумом при размещении ВТП непосредственно над трещиной ($y = 0$), который для очень короткой трещины ($l'_{TP} < 0,3$) может достигать

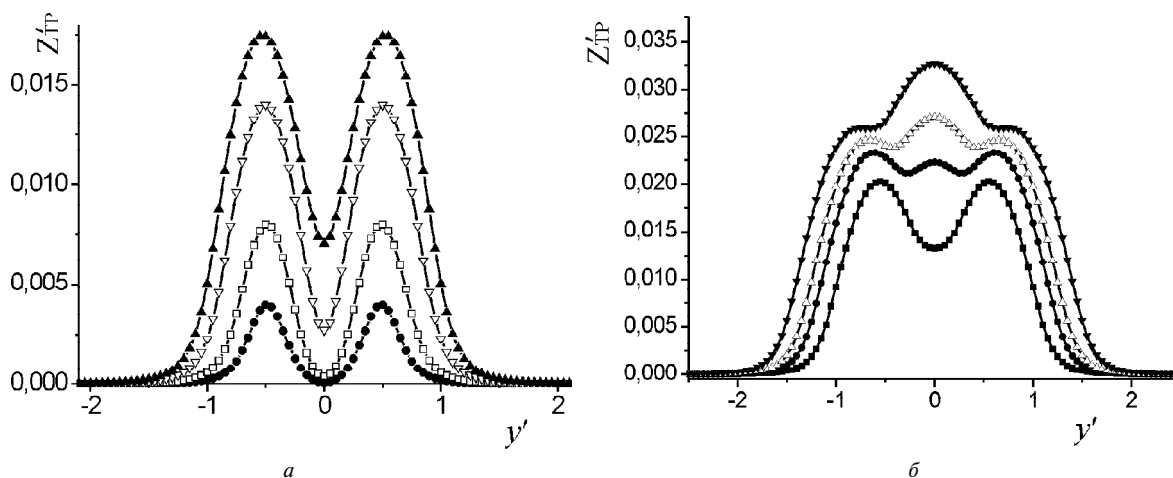


Рис. 1. Распределение сигнала ВСП при сканировании вдоль трещин с приведенными длинами $l'_{TP} = 0,3$ (•); $0,5$ (□); $0,8$ (▽); $1,0$ (▲); $1,2$ (■); $1,5$ (•); $1,7$ (Δ) и $2,0$ (▼)

нуля. Нулевой сигнал ВТП имеем в случае, когда трещина полностью размещена в центральной «мертвой» зоне ВТП и практически не влияет на перераспределение вихревых токов. Максимального значения сигнал ВТП достигает, когда середина трещины размещена непосредственно под витками ВТП. Поэтому для коротких трещин с $l'_{TP} < 1,0$ расстояние между максимумами равно диаметру обмотки D_c , а в приведенных координатах на рис. 1 равно 1,0. С увеличением длины трещины до $l'_{TP} = 1,5$ расстояние между максимумами незначительно увеличивается, а значение амплитуды сигнала в точке минимума увеличивается. При $l'_{TP} = 1,5$ характеристика распределения сигнала ВТП имеет три максимума, так как с увеличением длины трещины центральный минимум постепенно начинает перерождаться в максимум.

Представленные результаты показывают, что для оптимального выявления коротких трещин диаметр ВТП необходимо выбирать из условия $l'_{TP} = l_{TP} / D_c > 1,5$, где за параметр длины трещины l_{TP} выбирают минимальную длину трещины, которую необходимо выявлять.

Проанализируем зависимость сигнала ВТП от трещин разного раскрытия. Сигналы трещин длиной 5 мм и глубиной 1 мм на рабочей частоте 1 МГц рассчитывались методом объемных интегральных уравнений. Расчеты проведены для приведенных значений раскрытия c' от 0,01 до 2,4, что соответствует раскрытию реальных и искусственных дефектов. Рассчитанный вносимый

дефектом импеданс нормировался относительно импеданса ВТП при установке его на бездефектный образец ($R = 0,173891$ Ом; $X = 1,80562$ Ом и $L = 0,287$ мкГн). Приведенные зависимости (рис. 2) показывают, что амплитуда сигнала ВТП сильно зависит от раскрытия трещин. При увеличении приведенного раскрытия c' трещины от 0,01 до 0,3 амплитуда сигнала увеличивается на порядок (от 0,0026 до 0,083). При этом, фаза сигнала изменяется от 62° до 82° . При дальнейшем увеличении раскрытия до 2,4 амплитуда сигнала увеличивается на два порядка (от 0,0026 до 0,26). При этом, наблюдается дальнейшее изменение фазы сигнала (от 62° до 103°). Анализ показывает, что фаза сигнала от дефекта большого раскрытия приближается к фазе сигнала от увеличения зазора между контролируемой поверхностью и ВТП.

Влияние раскрытия трещин на параметры сигнала ВТП позволяет оценить расхождение сигналов от природных и искусственных дефектов стандартных образцов. Результаты позволяют объяснить нечувствительность некоторых дефектоскопов к дефектам малого и большого раскрытия. Низкая чувствительность может получиться за счет неправильного выбора режима фазовой или автогенераторной отстройки от влияния зазора. В нашем случае необходимо обеспечивать настройку дефектоскопа на максимальную чувствительность к усталостным трещинам, которые, как правило, имеют малое раскрытие, а в некоторых стенки трещины могут быть плотно состыкованы (зажаты).

Полученные результаты могут быть использованы для выбора параметров ВТП и при ин-

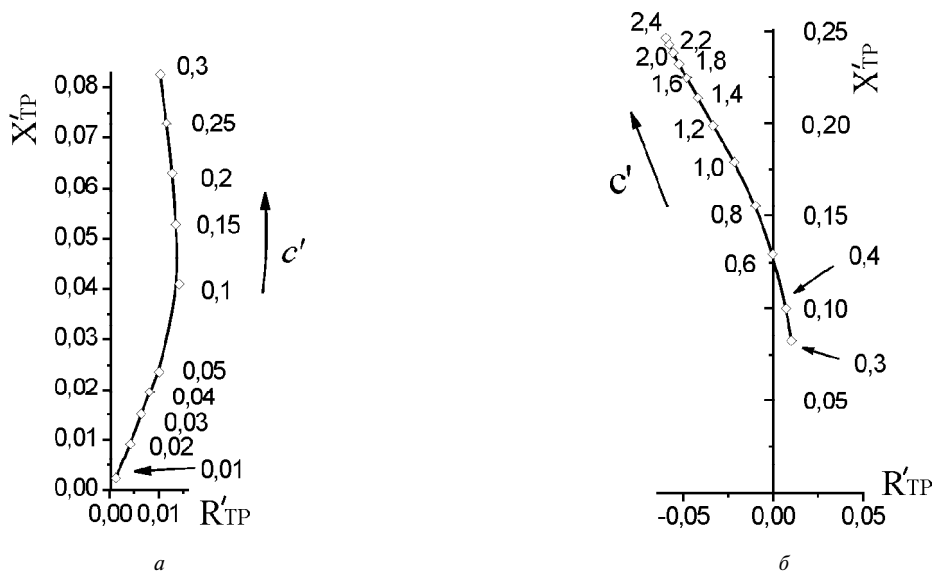


Рис. 2. Зависимость вектора сигнала от раскрытия c' трещины:

$a - c'$ изменяется от 0,01 до 0,3; $b - c'$ изменяется от 0,3 до 2,4

терпретации результатов выявления трещин разной длины. В представленных ниже дефектоскопах для выявления трещин длиной 2,0 мм используют ВТП диаметром 1,2 мм, а для выявления трещины длиной 1,0 мм используют ВТП диаметром 0,7 мм.

Модернизация автогенераторных вихретоковых дефектоскопов

Для селективного выявления поверхностных дефектов разработаны дефектоскопы типа Леотест ВД, в которых реализована полная отстройка от зазора и края изделия. В дефектоскопах использован режим прерывистых колебаний автогенератора, который реализуется, когда постоянная времени цепи автоматического смещения $\tau_3 = R_3 \cdot C_p$ (R_3 и C_p – сопротивление резистора и емкость разделяющего конденсатора в цепи затвора) будет намного больше постоянной времени рабочего контура $\tau_K = 2L/R$ (L и R – индуктивность и активное сопротивление обмотки ВТП). Дефектоскопы с прерывистыми колебаниями позволяют получить звуковую переменнотональную индикацию без применения отдельных генераторов. Кроме того, такие дефектоскопы позволяют оператору контролировать превышение зазора на слух за счет переменнотональной индикации. Питание дефектоскопа осуществляется от встроенной аккумуляторной батареи. Потребляемая мощность не более 0,03 ВА, что позволяет обеспечить многодневную работу дефектоскопа без подзарядки. Вес дефектоскопа не более 1,0 кг [3]. Дефектоскопы прошли государственные испытания и используются для контроля авиационных конструкций в эксплуатации, в частности при проведении работ по продлению ресурса самолетов. Дефектоскопы Леотест ВД показали надежную работу по обнаружению дефектов на узлах из титановых сплавов, что позволило впервые ввести вихретоковый контроль таких узлов в регламент технического обслуживания самолетов [4]. Дефектоскопы нашли применение также в нефтегазовой отрасли, энергетике и транспорте, в том числе для контроля литых изделий при применении специальных ВТП.

Много лет дефектоскопы успешно применяются на ЗМКБ «Ивченко-Прогресс» и ОАО «Мотор Сич» для регламентного контроля различных деталей и сборочных единиц авиационных двигателей при их изготовлении, ремонте и эксплуатации.

Для повышения чувствительности дефектоскопа при решении сложных задач проведено усовершенствование его схемы. В последних моделях дефектоскопов в качестве активного элемента автогенератора использованы полевые транзисторы с изолированным затвором [5]. Вы-

бор полевого транзистора с изолированным затвором позволяет повысить надежность работы автогенератора при контроле материалов с разными электрофизическими свойствами и разным зазором между ВТП и контролируемой поверхностью за счет высоких технических характеристик полевого транзистора с изолированным затвором (высокого входного сопротивления, пороговой частоты и крутизны переходной характеристики). Предложена также новая схема блока регенерации колебаний, которая за счет высокобыстродействия позволяет увеличить производительность контроля [6]. Блок регенерации колебаний выполнен в виде последовательно включенных конденсатора, усилителя-ограничителя, формирователя сигнала дефекта и схемы управления напряжением питания. Кроме стабильного восстановления колебаний автогенератора после их срыва предложенная схема обеспечивает удобное подключение звукового и светового индикаторов. В схеме использованы интегральные КМОП логические инверторы с малым током потребления, что важно для построения приборов с автономным питанием.

Опыт вихретоковой дефектоскопии деталей авиационных двигателей

Рассмотрим несколько примеров эффективного применения вихретокового метода для дефектоскопии деталей двигателей типа Д18Т.

При длительной эксплуатации или возникновении нештатной ситуации (например, попадания постороннего предмета) на хвостовике (рис. 3, а) и антивибрационных полках (рис. 3, б) рабочих лопаток вентилятора могут появляться трещины. Для контроля лопаток (на рис. 3 зоны контроля показаны стрелками) на протяжении многих лет в эксплуатации применяется вихретоковый метод с использованием высокочастотных дефектоскопов (в том числе Леотест ВД 3.03). Трудоемкость контроля всех лопаток вентилятора (без подготовительно-заключительных операций) составляет около 2-х часов. При этом контроль осуществляется без демонтажа двигателя и дополнительной подготовки поверхности. Данный контроль лопаток применяется и при капитальных ремонтах двигателей в заводских условиях. Практика показывает, что на данных лопатках трещины не всегда выявляются капиллярным методом, который считается наиболее чувствительным методом дефектоскопии. В одном из случаев капиллярный метод (выполненный неоднократно) не подтвердил наличие дефекта, который уверенно выявлялся дефектоскопом ВД 3.03. Дальнейшие исследования подтвердили наличие трещины и показали, что она была «зажатой», т.е. практически не имела раскрытия.

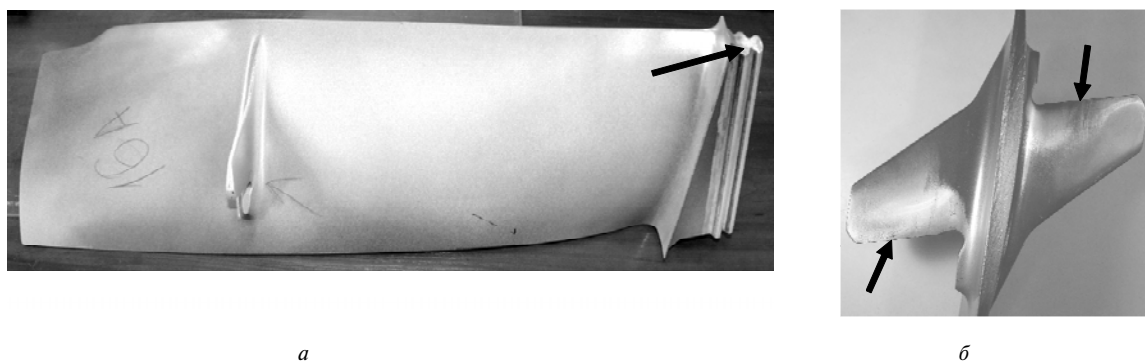


Рис. 3. Лопатка вентилятора с зонами контроля хвостовика (а) и антивибрационных полок (б)

За период (более 10-ти лет) применения контроля только при проведении ремонта выявлено более десятка лопаток с трещинами, которые во многих случаях не выявлялись визуально. На рис. 4 представлены увеличенные фрагменты трещин на хвостовике и антивибрационной полке, выявленных вихретоковым методом, после частичного их раскрытия. Анализ показал, что излом по вскрытым трещинам носит усталостный характер.

При эксплуатации двигателей первых модификаций на рабочих лопатках турбины высокого давления из сплава материал ЖС-6 возникают трещины со стороны корыта. Капиллярный контроль требует больших затрат, связанных со снятием и разборкой двигателя, его последующей сборкой, испытаниями и установкой на самолет. Вихретоковый метод позволяет обеспечить контроль через технологическое окно не снимая двигатель с крыла самолета. При этом, процесс введения ВТП и правильность установки его на лопатку контролируется с помощью эндоскопа. Устройство для ввода ВТП позволяет осуществлять сканирование и отвод ВТП во время прокрутки ротора для контроля следующей лопатки.

При эксплуатации и ремонте двигателей возникает необходимость выявлять усталостные трещины, образующиеся в зоне сварного соединения литой арматуры (на рис. 5, а показаны стрелками) с основным материалом корпуса камеры сгорания. Свариваемые детали выполнены из разных сплавов типа ВЖ. Трещины, также как и в предыдущем примере, практически не имеют раскрытия, так как при остановке и охлаждении двигателя корпус камеры сгорания сжимается. Кроме того, задача осложняется малой толщиной корпуса (около 2 мм), большой шероховатостью поверхности, наличием нагара и сложной геометрией сварного соединения. Все эти факторы исключают возможность применение капиллярного и ультразвукового контроля. Вихретоковый

метод с применением дефектоскопа Леотест ВД 3.03 позволяет решить эту задачу после выполнения механической зачистки валика усиления сварного шва (рис. 5, б).

Чрезвычайно важно, что вихретоковый метод в отличие от других методов НК, позволяет оперативно оценивать глубину выявленного дефекта, что необходимо для принятия решения о целесообразности проведения ремонта, и снизить затраты из-за перебраковки деталей.



а



б

Рис. 4. Трещины, выявленные в зоне хвостовика (а) и антивибрационной полки после раскрытия (б)

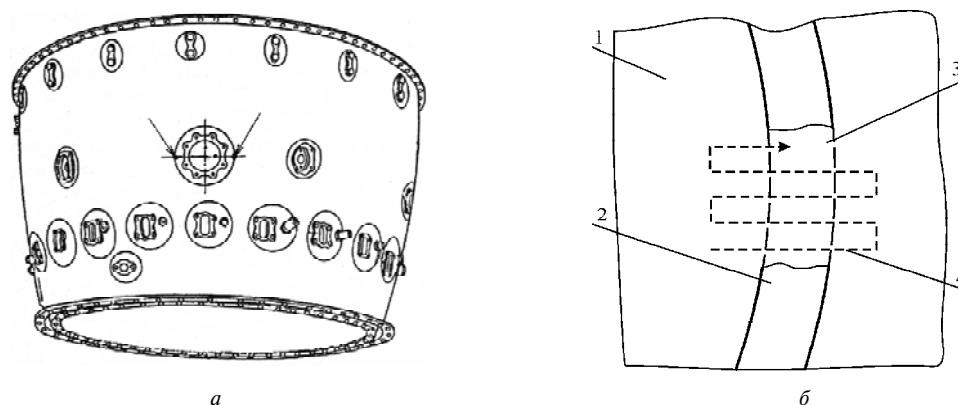


Рис. 5. Наружний корпус камери сгорання (а) и схема контроля опасных участков сварных соединений (б):
1 – корпус камеры, 2 – сварной шов, 3 – зона зачистки и контроля, 4 – схема сканирования

Выводы

1. Рассмотрены особенности сигналов вихревых преобразователей от трещин разной длины и раскрытия. Результаты использованы для оптимизации параметров вихревых преобразователей при решении задачи обнаружения коротких трещин малого раскрытия.

2. Представлены вихревые дефектоскопы для выявления поверхностных дефектов и направления их усовершенствования.

3. Представлен опыт применения вихревого метода с применением дефектоскопов Леотест ВД 3.03 для контроля узлов авиационных двигателей. Показано, что в отличие от других методов вихревые дефектоскопы позволяют уверенно выявлять трещины с малым раскрытием под слоем окислов, нагара и покрытия, а также трещины, расположенные в труднодоступных местах. Это позволяет считать вихревой метод наиболее достоверным при выявлении поверхностных дефектов. Применение вихревой дефектоскопии позволило гарантировать отсутствие усталостных трещин на эксплуатируемых двигателях, а также снизить трудоемкость и сроки выполнения ремонтных работ.

Перечень ссылок

1. Дорофеев А. Л. Электромагнитная дефектоскопия / А. Л. Дорофеев, Ю. Г. Казаманов. – М.: Машиностроение, 1980. – 232 с.

2. Учанін В. М. Особливості просторового розподілу сигналу вихрострумового перетворювача від тріщин різної довжини / В. М. Учанін // Фізико-хімічна механіка матеріалів. – 2007. – № 4. – С. 121–124.
3. Учанін В. Н. Вихревые статические дефектоскопы для обнаружения поверхностных дефектов в узлах авиационной техники / В. Н. Учанін, В. Я. Дереча // Матеріали 4 Національної науково-технічної конференції «Неруйнівний контроль та технічна діагностика» (НКТД-2003). – К., 2003. – С. 358–361.
4. Учанін В.Н. Вихревой метод выявления поверхностных дефектов узлов авиационной техники в условиях эксплуатации / В. Н. Учанін, В. Я. Дереча // Техническая диагностика и неразрушающий контроль. – 2006. – № 4. – С. 20–28.
5. Пат. 39207 Україна, МПК G 01 N 27/00. Вихрострумовий дефектоскоп / Учанін В.М., Черленевський В.В. – № u 2008 11903 ; заявл. 07.10.2008 ; опубл. 10.02.2009, Бюл. № 3. – 4 с.
6. Пат. 39217 Україна, МПК G 01 N 27/00. Вихрострумовий автогенераторний дефектоскоп / Учанін В.М., Черленевський В.В. – 2008 12095 ; заявл. 13.10.2008 ; опубл. 10.02.2009, Бюл. № 3. – 4 с.

Поступила в редакцію 13.07.2009

Розглянуто результати дослідження сигналів вихрострумових перетворювачів для тріщин різної довжини і розкриття, які дозволяють оптимізувати параметри вихрострумових перетворювачів. Представлено вихрострумовий дефектоскоп для виявлення поверхневих дефектів. Показано напрямки подальшого вдосконалення дефектоскопів. Представлено досвід застосування вихрострумового методу для контролю авіаційних двигунів.

The results of eddy current probe signals investigation for cracks with different length and opening are discussed. The results obtained can be used for eddy current probe parameters optimization. Eddy current device for surface crack detection is presented. The directions for further device development are shown. The experience of eddy current method application for aircraft engine inspection is presented.

АВТОРЫ НОМЕРА

Александров С.А.

Государственное предприятие
«Ивченко-Прогресс», г. Запорожье

Андрейченко Н.В.

Инженер 1 кат., Государственное предприятие «Ивченко-Прогресс», г. Запорожье

Андронов А.Ю.

Ассистент, Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск

Андрющенко С.А.

Студент, Запорожский национальный технический университет

Басов Ю.Ф.

Главный конструктор, зам. начальника Управления главного конструктора, ОАО «Мотор Сич», г. Запорожье

Беженев А.И.

Кандидат технических наук, доцент кафедры теплотехники и гидравлики, Запорожский национальный технический университет

Беженев С.А.

Кандидат технических наук, доцент кафедры теплотехники и гидравлики, Запорожский национальный технический университет

Бень А.Н.

Инженер кафедры обработки металлов давлением, Запорожский национальный технический университет

Бернацкий А.В.

Младший научный сотрудник отдела «Специализированной высоковольтной техники и лазерной сварки», Институт электросварки им. Е. О. Патона НАНУ, г. Киев

Бочарова И.А.

Кандидат технических наук, доцент кафедры начертательной геометрии и графики, Восточноукраинский национальный университет им. В. Даля, г. Луганск

Бычков Н.Г.

Кандидат технических наук, начальник сектора, ФГУП «ЦИАМ им. П.И. Баранова», г. Москва

Вакула П.В.

Магистр, кафедра микро- и наноэлектроники, Запорожский национальный технический университет

Витренко О.С.

Инженер кафедры теоретической и прикладной механики, Восточноукраинский национальный университет им. В. Даля, г. Луганск

Воронцов Б.С.

Кандидат технических наук, доцент кафедры технологии машиностроения, Восточноукраинский национальный университет им. В. Даля, г. Луганск

Ганчин Е.В.

Аспирант, Институт проблем машиностроения им. А.Н. Подгорного НАНУ, г. Харьков

Гецов Л.Б.

АО КОНСТА, г. Санкт-Петербург

Гликсон И.Л.

Начальник отдела прочности, ОАО «Мотор Сич», г. Запорожье

Гоменюк С.И.

Доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой прикладной математики, Запорожский национальный университет

Гонтаровский П.П.

Кандидат технических наук, старший научный сотрудник, Институт проблем машиностроения им. А.Н. Подгорного НАНУ, г. Харьков

Гоцуленко В.В.

Кандидат технических наук, доцент кафедры промышленной теплоэнергетики, Инженерная академия, г. Запорожье

Гребенников М.А.

Инженер-технолог, Государственное предприятие «Ивченко-Прогресс», г. Запорожье

Гребенюк С.Н.

Кандидат технических наук, заведующий кафедрой математического анализа, Запорожский национальный университет

Грищенко А.П.

Заведующий группой отдела «Защитные покрытия», Институт электросварки им. Е. О. Патона НАНУ, г. Киев

Демин А.Е.

Кандидат технических наук, старший научный сотрудник кафедры теории авиационных двигателей, Национальный аэрокосмический университет им. Н.Е. Жуковского «ХАИ», г. Харьков

Евсеева Н.А.

Ассистент кафедры теплотехники и гидравлики, Запорожский национальный технический университет

Еселева Е.В.

Кандидат технических наук, старший научный сотрудник, Институт проблем машиностроения им. А.Н. Подгорного НАНУ, г. Харьков

Зайденварг О.Л.

Аспирант, Институт проблем машиностроения им. А.Н. Подгорного НАНУ, г. Харьков

Замковой В.Е.

Зам. главного инженера, главный металлург, Государственное предприятие «Ивченко-Прогресс», г. Запорожье

Зиличихис С.Д.

Начальник бюро прогрессивных технологических процессов отдела главного технолога, Государственное предприятие «Ивченко-Прогресс», г. Запорожье

Зиньковский А.П.

Доктор технических наук, профессор, зав. отделом, Институт проблем прочности им. Г.С. Писаренко НАН Украины, г. Киев

Золотаревский И.В.

Кандидат физ.-мат. наук, доцент кафедры физики, Запорожский национальный технический университет

Ивченко Д.В.

Инженер-конструктор 2 кат., Государственное предприятие «Ивченко-Прогресс», г. Запорожье

Калиуш В.И.

Ассистент кафедры технологии авиационных двигателей, Запорожский национальный технический университет

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

Кириченко И.А.

Доктор технических наук, профессор, заведующая кафедрой метрологии, Восточноукраинский национальный университет им. В. Даля, г. Луганск

Клименко Г.П.

Доктор технических наук, профессор кафедры АПП, Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск

Коваль А.Д.

Доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой физического материаловедения, Запорожский национальный технический университет

Кондратюк Э.В.

Главный технолог, Государственное предприятие «Ивченко-Прогресс», г. Запорожье

Корниенко В.В.

Студент, Запорожский национальный технический университет

Коцюба В.И.

Начальник цеха, ОАО «Мотор Сич», г. Запорожье

Кресанов Ю.С.

Кандидат технических наук, зам. главного металлурга, ОАО «Мотор Сич», г. Запорожье

Лавренко А.С.

Кандидат технических наук, доцент кафедры охраны труда и окружающей среды, Запорожский национальный технический университет

Лепешкин А.Р.

Доктор технических наук, старший научный сотрудник, ФГУП «ЦИАМ им. П.И. Баранова», г. Москва

Лоскутов С.В.

Доктор физ.-мат. наук, профессор кафедры физики, Запорожский национальный технический университет

Лукьяненко О.Л.

Кандидат технических наук, инженер, ОАО «Мотор Сич», г. Запорожье

Лукьянов В.С.

Ведущий инженер управления главного конструктора, ОАО «Мотор Сич», г. Запорожье

Медведовская Т.Ф.

Кандидат технических наук, старший научный сотрудник, Институт проблем машиностроения им. А.Н. Подгорного НАНУ, г. Харьков

Мележик И.И.

Институт проблем машиностроения им. А.Н. Подгорного НАНУ, г. Харьков

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

Наумик В.В.

Кандидат технических наук, доцент кафедры машин и технологии литейного производства, Запорожский национальный технический университет

Ножницкий Ю.А.

Доктор технических наук, начальник отделения, ФГУП «ЦИАМ им. П.И. Баранова», г. Москва

Ольшанецкий В.Е.

Доктор технических наук, профессор кафедры физического материаловедения, Запорожский национальный технический университет

Орлов М.Р.

Кандидат технических наук, главный металлург, ФГУП «ММПП «Салют», г. Москва

Пахолка С.Н.

Зам. начальника цеха, ОАО «Мотор Сич», г. Запорожье

Пейчев Г.И.

Главный инженер, Государственное предприятие «Ивченко-Прогресс», г. Запорожье

Першин А.В.

Научный сотрудник, ФГУП «ЦИАМ им. П.И. Баранова», г. Москва

Петров А.В.

Кандидат технических наук, ведущий инженер, Государственное предприятие «Ивченко-Прогресс», г. Запорожье

Пижанкова Н.В.

Студентка факультета авиационных двигателей, Национальный аэрокосмический университет им. Н.Е. Жуковского «ХАИ», г. Харьков

Погосов В.В.

Доктор физ.-мат. наук, профессор, заведующий кафедрой микроразработки, Запорожский национальный технический университет

Поклад В.А.

Кандидат технических наук, главный инженер, ФГУП «ММПП «Салют», г. Москва

Попов Д.В.

Аспирант, младший научный сотрудник кафедры сохранения летной годности авиационной техники, Национальный авиационный университет, г. Киев

Прибора Т.И.

Инженер-конструктор I кат., Государственное предприятие «Ивченко-Прогресс», г. Запорожье

Придорожный Р.П.

Кандидат технических наук, инженер-конструктор, Государственное предприятие «Ивченко-Прогресс», г. Запорожье

Пухальская А.П.

Студентка факультета экономики и управления, Запорожский национальный технический университет

Пухальская Г.В.

Кандидат технических наук, доцент кафедры технологии машиностроения, Запорожский национальный технический университет

Равская Н.С.

Доктор технических наук, профессор, заведующая кафедрой инструментального производства, Национальный технический университет Украины «КПИ», г. Киев

Ржевская И.Е.

Кандидат технических наук, старший научный сотрудник, Институт проблем машиностроения им. А.Н. Подгорного НАНУ, г. Харьков

Сейдаметов С.В.

Аспирант кафедры физики, Запорожский национальный технический университет

Сиора А.В.

Заведующий группы отдела «Специализированной высоковольтной техники и лазерной сварки», Институт электросварки им. Е.О. Патона НАНУ, г. Киев

Соболевская Т.Д.

Инженер, ОАО «Мотор Сич», г. Запорожье

Степанова Л.П.

Кандидат технических наук, доцент кафедры физического материаловедения, Запорожский национальный технический университет

Стрельникова Е.А.

Доктор технических наук, профессор, ведущий научный сотрудник, Институт проблем машиностроения им. А.Н. Подгорного НАНУ, г. Харьков

Токарь И.Г.

Кандидат технических наук, старший научный сотрудник, Институт проблем прочности им. Г.С. Писаренко НАН Украины, г. Киев

Учанин В.Н.

Кандидат технических наук, старший научный сотрудник, Физико-механический институт им. Г.В. Карпенко НАНУ, г. Львов

Фатюха Н.Г.

Кандидат экономических наук, доцент кафедры финансов и банковского дела, Запорожский национальный технический университет

Федоренко Б.Ф.

Кандидат технических наук, зам. начальника отдела надежности, ОАО «Мотор Сич», г. Запорожье

Хаскин В.Ю.

Кандидат технических наук, старший научный сотрудник отдела «Специализированной высоковольтной техники и лазерной сварки», Институт электросварки им. Е.О. Патона НАНУ, г. Киев

Цивирко Э.И.

Доктор технических наук, профессор кафедры машин и технологии литейного производства, Запорожский национальный технический университет

Цыганов В.Ю.

ОАО «Мотор Сич», г. Запорожье

Чигиринский В.В.

Доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой обработки металлов давлением, Запорожский национальный технический университет

Шаломеев В.А.

Кандидат технических наук, старший научный сотрудник, кафедра машин и технологии литейного производства, Запорожский национальный технический университет

Шелягин В.Д.

Кандидат технических наук, ведущий научный сотрудник отдела «Специализированной высоковольтной техники и лазерной сварки», Институт электросварки им. Е.О. Патона НАНУ, г. Киев

Шереметьев А.В.

Кандидат технических наук, начальник отдела, Государственное предприятие «Ивченко-Прогресс», г. Запорожье

Штанько П.К.

Кандидат технических наук, доцент кафедры механики, Запорожский национальный технический университет

Шульженко Н.Г.

Доктор технических наук, профессор, заведующий отделом вибрационных и термопрочностных исследований, Институт проблем машиностроения им. А.Н. Подгорного НАНУ, г. Харьков

Вісник двигунобудування №2(21)/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. І. 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.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 14.08.2009 р. Папір Херох 80 г/м², видавнича система DocuTech-135, зам. 3042, накл. 300.

Надруковано видавничим комплексом ВАТ «Мотор Січ»

Україна, 69068, Запоріжжя, просп. Моторобудівників, 15, тел. (0612) 720-42-49, 720-41-11