

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

ВЕСТНИК ДВИГАТЕЛЕСТРОЕНИЯ

**№1
2006**

**издается
с 2002 г.**

НАУЧНО–ТЕХНИЧЕСКИЙ ЖУРНАЛ

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

Запорожье
ОАО "Мотор Сич"
2006 г.

Уважаемые авторы публикаций!

Журнал отражает достижения в области 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
- Стандартизация и метрология
- Конструкционные материалы
- Экология

Шановні автори публікацій!

Журнал відображає досягнення науки і техніки підприємств та організацій України і зарубіжних країн в галузі двигунобудування, публікує розробки ведучих спеціалістів та вчених, спрямовані на удосконалення і підвищення якості продукції, а також статті потенціальних здобувачів степеней 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
- Стандартизація і метрологія
- Конструкційні матеріали
- 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
- Standartization and metrology
- Structural materials
- Ecology

Материалы номера рекомендованы к публикации Ученым Советом Запорожского национального технического университета (протокол №8 от 17.05.2006 г.).

Главный редактор д-р техн. наук, профессор Ф.М. Муравченко

Заместители главного редактора: д-р техн. наук, профессор **В.К. Яценко**
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. Ивченко
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 Л.Г. Бойко
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, Т.А. Сокол, Л.Ф. Богданова, В.Н. Агарков, Т.Е. Деркаченко

Члены редакционной коллегии



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



Яценко В.К.
Зам. гл. редактора,
д-р техн. наук



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



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



**Богуслаев
В. А.**
д-р техн. наук



Беликов С.Б.
д-р техн. наук



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



Цивирко Э.И.
д-р техн. наук



Ившенко Л.И.
д-р техн. наук



Грязнов 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



Бойко Л.Г.
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



Богуслаев А.В.
канд. техн. наук



Мозговой В.Ф.
канд. техн. наук



Шереметев 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 графического файла изображения. Для графиков и чертежей (двубитных файлов) плотность изображения должна составлять 300 dpi (формат TIFF), для фотографий – 200–240 dpi (формат JPG, EPS, BMP). Не допускается вставка рисунков в файл статьи непосредственно из прикладных программ (AutoCAD, Excel и т.п.), минуя графический формат. Для четкого воспроизведения изображения при печати толщина линий не должна быть меньше, чем 0,1 мм. Наличие подрисовочной надписи обязательная. При наличии дополнительных обозначений, или нескольких изображений, их объясняют в подрисовочной надписи.
- Таблицы должны содержать только необходимую информацию, быть лаконичными и максимально понятными, иметь номер в верхнем углу справа. Возле обозначений параметра надо 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.

Рассылка

Основная часть тиража будет разослана авторам, предприятиям и высшим учебным заведениям Украины и СНГ. Журнал распространяется бесплатно. Периодичность выхода журнала — 6 месяцев.

Статьи направляются в редакцию по адресу:

69063, Украина, г. Запорожье, ул. Жуковского, 64
Запорожский национальный технический университет,
зам. главного редактора Яценко Виктор Кузьмич
Электронный вариант статьи можно передать по адресу:
vd@zntu.edu.ua. (максимальный объем письма 2 Мбайта).

СОДЕРЖАНИЕ

ОБЩИЕ ВОПРОСЫ ДВИГАТЕЛЕСТРОЕНИЯ

<i>Муравченко Ф.М., Лапотко В.М., Кухтин Ю.П., Резник С.Б., Попуга А.И.</i> ОЦЕНКА АКУСТИЧЕСКОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ВЕНЦОВ ТУРБИНЫ ВЕНТИЛЯТОРА ДВИГАТЕЛЯ Д-18Т	8
<i>Богуслаев А.В., Олейник А.А., Пухальская Г.В., Субботин С.А.</i> ОТБОР ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ И СИНТЕЗ МОДЕЛИ ЧАСТОТНОЙ ХАРАКТЕРИСТИКИ ЛОПАТОК КОМПРЕССОРА НА ОСНОВЕ ЭВОЛЮЦИОННОГО ПОИСКА	14
<i>Мастиновский Ю.В., Данильченко Д.В., Коротунова Е.В.</i> НЕСТАЦИОНАРНЫЕ ВОЛНЫ В СОСТАВНОМ ОБТЕКАТЕЛЕ	18
<i>Шалапко В.И.</i> ВЕЙВЛЕТ-АНАЛИЗ ЭВОЛЮЦИОННЫХ ЗАДАЧ ДИНАМИКИ СИСТЕМ С СУХИМ ТЕРТЯМ ТА ФРЕТИНГ-КОРОЗИЮ	22

КОНСТРУКЦИЯ И ПРОЧНОСТЬ

<i>Гликсон И.Л., Пухальская Г.В.</i> ОЦЕНКА НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ЛОПАТОК С ИМИТАЦИЕЙ ПОВРЕЖДЕНИЙ НА ВХОДНЫХ КРОМКАХ	29
<i>Резник С.Б., Яишников В.И., Хомылев С.А., Пика Е.Л., Ершов С.В.</i> ОПЫТ МОДЕРНИЗАЦИИ РАБОЧЕЙ ЛОПАТКИ ВЫСОКОПЕРЕПАДНОЙ ТУРБИНЫ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ РАСЧЕТНОГО И ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОГО МЕТОДОВ	37
<i>Долматов А.И., Багмет М.Н., Денисюк О.В.</i> О ВОЗМОЖНОСТИ ДЕФОРМИРОВАНИЯ КЕРАМИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ	42

СБОРКА И ИСПЫТАНИЯ

<i>Беженов С.А., Беженов А.И.</i> К ВОПРОСУ ГЕОМЕТРИЧЕСКОЙ И ЭНЕРГЕТИЧЕСКОЙ ИНТЕРПРЕТАЦИИ ПАРАМЕТРОВ ДИАГРАММЫ МНОГОЦИКЛОВОЙ УСТАЛОСТИ	45
<i>Чоха Ю.М.</i> КОНЦЕПЦІЯ СИСТЕМИ ПОТОЧНОГО КОНТРОЛЮ ТА ДІАГНОСТУВАННЯ ГТД “ДІАГНОЗ-ЯКІСТЬ-НАДІЙНІСТЬ”	53
<i>Попов А.В.</i> ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ ФАКТОРОВ НА ДИНАМИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ТРДД ПРИ ПРИЕМИСТОСТИ	59
<i>Шереметьев А.В., Жуков В.Б., Хоменко С.И.</i> МЕТОДОЛОГИЯ СТАТИЧЕСКИХ ИСПЫТАНИЙ КОРПУСОВ ГТД	62
<i>Мелькова И.П., Сироткин В.В.</i> АВТОМАТИЗИРОВАННАЯ СИСТЕМА УПРАВЛЕНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИМ ПРОЦЕССОМ ИСПЫТАНИЯ ДВИГАТЕЛЕЙ	66

ЭКСПЛУАТАЦИЯ, НАДЕЖНОСТЬ, РЕСУРС

<i>Богуслаев В.А., Яковлев В.Г., Бень В.П.</i> ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ КОМПЛЕКСНОГО УПРОЧНЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ ГТД	71
<i>Жеманюк П.Д., Лукьяненко О.Л., Степанова Л.П.</i> ПОВЫШЕНИЕ ПРОЧНОСТНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК ЛОПАТОК КОМПРЕССОРА	79

Дубровин В.И., Дейнега Л.Ю.
ВИЗУАЛИЗАЦИИ ЗНАНИЙ В СИСТЕМАХ ДИАГНОСТИКИ АВИАЦИОННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ 88

Шереметьев А.В., Петров А.В.
УЧЕТ ВЛИЯНИЯ СВОЙСТВ МАТЕРИАЛА, КОНСТРУКТИВНЫХ, ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ И ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ
ФАКТОРОВ ПРИ УСТАНОВЛЕНИИ РЕСУРСОВ ДЕТАЛЕЙ АВИАЦИОННЫХ ГТД 91

Шевеля В.В., Олександренко В.П.
РЕОЛОГИЧЕСКИЕ АСПЕКТЫ ВЛИЯНИЯ ФРЕТТИНГА НА КОРРОЗИОННОЕ
РАСТРЕСКИВАНИЕ СТАЛИ 95

Ивченко Л.И., Павлюченко И.Н.
СОПРОТИВЛЕНИЕ ИЗНАШИВАНИЮ КОНСТРУКЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ В УСЛОВИЯХ ДИНАМИЧЕСКОГО
ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ БЕЗ РАЗРЫВА КОНТАКТА 101

ТЕХНОЛОГИЯ ПРОИЗВОДСТВА И РЕМОНТА

Качан А.Я., Петров С.А., Панасенко В.А., Мозговой С.В., Карась Г.В.
ТЕХНОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ МОНОКОЛЁС ВЫСОКОСКОРОСТНЫМ ФРЕЗЕРОВАНИЕМ 106

Гончар Н.В., Павленко Д.В., Яценко В.К., Ткаченко В.В.
ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ КОМПЛЕКСНОГО УПРОЧНЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ ГТД 117

Гавриленко Я.Н., Мозговой С.В., Павленко Д.В.
ОПТИМИЗАЦИЯ РЕЖИМОВ ВЫСОКОСКОРОСТНОГО ФРЕЗЕРОВАНИЯ ДЕТАЛЕЙ ИЗ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ
123

Качан А.Я., Панасенко В.А., Мозговой С.В., Карась Г.В.
ОСОБЕННОСТИ ПРИМЕНЕНИЯ ТВЕРДОСПЛАВНОГО ИНСТРУМЕНТА ПРИ ТОКАРНОЙ ОБРАБОТКЕ
ДИСКОВ АВИАЦИОННЫХ ГТД НА СТАНКАХ С ЧПУ 130

СТАНДАРТИЗАЦИЯ И МЕТРОЛОГИЯ

Табунщик Г.В.
ИСПОЛЬЗОВАНИЕ РОБАСТНОГО ПЛАНИРОВАНИЯ ЭКСПЕРИМЕНТА В ЗАДАЧАХ ТЕХНИЧЕСКОЙ
ДИАГНОСТИКИ 136

КОНСТРУКЦИОННЫЕ МАТЕРИАЛЫ

Шаломеев В.А., Лысенко Н.А., Лукинов В.В., Быков И.Д., Цивирко Э.И.
РАФИНИРОВАНИЕ МАГНИЕВОГО СПЛАВА МЛ-5 ДЛЯ ОТВЕТСТВЕННОГО АВИАЦИОННОГО ЛИТЬЯ 139

Коваль А.Д., Шмырко В.И.
КОМПЛЕКСНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ СВОЙСТВ ЖАРОПРОЧНЫХ СПЛАВОВ ЖС6К, ВЖЛ-12У,
ЭП-957ВД, ЗМИ-3, ЗМИ-3У 143

Калинина Н.Е., Кавац О.А., Федючук А.К.
МИКРОЛЕГИРОВАНИЕ СТРОНЦИЕМ ЛИТЕЙНЫХ АЛЮМИНИЕВЫХ СПЛАВОВ, ПРИМЕНЯЕМЫХ В РАКЕТНО-
КОСМИЧЕСКОЙ ТЕХНИКЕ 147

Гайдук С.В., Кононов В.В., Налесный Н.Б.
ИССЛЕДОВАНИЕ ДЕНДРИТНОЙ ЛИКВАЦИИ И ФАЗОВОЙ НЕОДНОРОДНОСТИ В ЖАРОПРОЧНЫХ
КОРРОЗИОННОСТОЙКИХ НИКЕЛЕВЫХ СПЛАВАХ 150

Митяев А.А., Беликов С.Б., Волчок И.П.
ПРОИЗВОДСТВО И ПРИМЕНЕНИЕ АЛЮМИНИЕВЫХ СПЛАВОВ В ТРАНСПОРТНОМ МАШИНОСТРОЕНИИ 155



На 67-м году скоропостижно оборвалась жизнь заместителя главного редактора журнала “Вестник двигателестроения”, заведующего кафедрой технологии машиностроения Запорожского национального технического университета, доктора технических наук, профессора Виктора Кузьмича Яценко.

Закончив Токмакский дизелестроительный техникум и отслужив в армии, В.К. Яценко учился в Запорожском машиностроительном институте им. В.Я. Чубаря и получил диплом с отличием по специальности “Технология машиностроения”. Еще, будучи студентом, он интересовался научными исследованиями, принимал

активное участие в выполнении кафедральных научно-исследовательских работ. После окончания института, В.К. Яценко работал на кафедре сначала инженером, потом научным сотрудником, ассистентом, старшим преподавателем, доцентом, профессором.

В 1977 году он защитил кандидатскую диссертацию и в 1979 году организовал и возглавил отраслевую лабораторию, которая занималась проблемами восстановления работоспособности деталей энергетических установок технологическими методами. С 1986 года и до последнего времени В.К. Яценко возглавлял профилирующую кафедру “Технология машиностроения” (с 1995 года по 2005 год – кафедра “Технологии авиационных двигателей и машиностроения”), где в полной мере и раскрылись его способности как ученого, педагога и организатора.

В 1996 году Виктор Кузьмич защитил докторскую диссертацию, стал профессором. Он активно сотрудничал с производственниками, организовывал коллектив кафедры для выполнения широкого спектра научно-исследовательских задач. Под его руководством издано 12 монографий, около 400 научных трудов, известных многим ученым и специалистам Украины и за рубежом.

Яценко В.К. был организатором конференции “Новые технологии, методы обработки и упрочнения деталей энергетических установок”.

Многие дела и идеи Виктора Кузьмича остались нереализованными. Однако они обязательно будут продолжены и реализованы его учениками, соратниками, коллегами.

Светлая память о Викторе Кузьмиче Яценко, выдающемся ученом, организаторе и педагоге, добром и отзывчивом человеке, навсегда останется в наших сердцах.

Редакционная коллегия журнала

УДК 621.44.533.697

Ф. М. Муравченко, В. М. Лапотко, Ю. П. Кухтин, С. Б. Резник, А. И. Попуга

ОЦЕНКА АКУСТИЧЕСКОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ВЕНЦОВ ТУРБИНЫ ВЕНТИЛЯТОРА ДВИГАТЕЛЯ Д-18Т

Аннотация: С помощью метода отслеживания струй тока сделана оценка величины акустического взаимодействия лопаток двухступенчатой турбины вентилятора для исходного и скорректированного вариантов. Результаты расчета подтверждены экспериментальными данными.

Введение

Снижение шума современных турбомашин – важнейшее направление работ по защите окружающей среды. До настоящего времени считалось, что основным источником шума двигателя является реактивная струя. Однако прогресс в направлении уменьшения данного источника шума (увеличение степени двухконтурности) привел к тому, что существенными источниками шума стали компрессор и турбина. В свете рассматриваемой проблемы закономерен интерес к построению методики оценки шума возбуждаемого лопатками турбомашин.

Аэродинамический шум лопаточных машин в зависимости от происхождения можно разделить на: вихревой шум, шум от неоднородности потока или тональный шум, шум ударных волн [1, 2].

В качестве вихревого (широкополосного) шума понимается класс шумов, связанных с вихреобразованием, обусловленным физической вязкостью реальных газов, а также турбулентностью среды, которая характеризуется беспорядочными хаотическими пульсациями, наложенными на основное движение газа. Широкополосный шум генерируется как за счет самих турбулентных возмущений потока в пограничном слое лопатки (см. рис. 1, а), так и за счет взаимодействия этих возмущений с поверхностями лопаток турбомашин, находящихся ниже по потоку (см. рис. 1, б). Из двух показан-

ных на рис. 1 механизмов возникновения широкополосного шума, второй (рис. 1, б) более мощный.

Тональный шум возникает в результате нестационарного взаимодействия лопаточных венцов с потенциальной (рис. 2, а) и следовой (рис. 2, б) неравномерностями газа. Характерной особенностью этого источника шума является дискретность его тона, которая совпадает с частотой следования лопаток. При существующих осевых зазорах между лопаточными венцами первый механизм возникновения дискретного шума (рис. 2, а) является несущественным по сравнению со вторым (рис. 2, б), который сохраняется при значительных осевых зазорах.

Шум, генерируемый ударными волнами (рис. 3), наблюдается при тех режимах течения, при которых в некоторой локальной области параметры потока достигают критических значений. Возникающий при этом скачок уплотнения является неустойчивым как по положению, так и по интенсивности. Частота возникающих колебаний составляет около 100 Гц [3]. Такие периодические явления сопровождаются специфическими шумами (шум "визг пилы", свист) с частотами, совпадающими с частотой колебания скачков уплотнения.

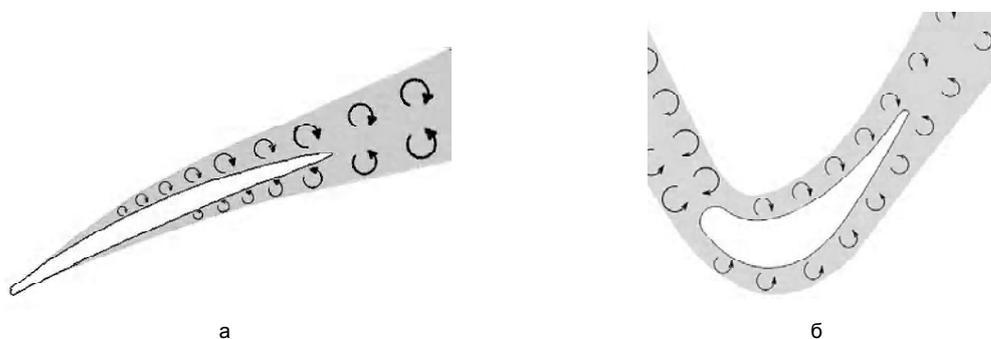


Рис. 1. Схема генерации широкополосного шума:
а – в пограничном слое лопатки; б – при взаимодействии турбулентного возмущения с пером лопатки

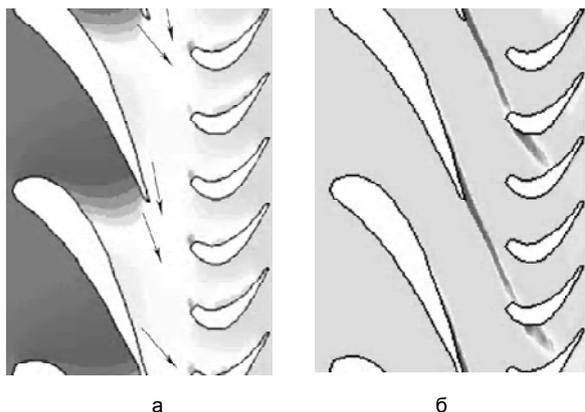


Рис. 2. Схема генерации тонального шума: а – при потенциальном взаимодействии лопаток (показано поле давления и изменение векторов скорости на выходных кромках лопаток СА); б – при взаимодействии следовой неравномерности параметра скорости среды с ниже расположенными лопатками

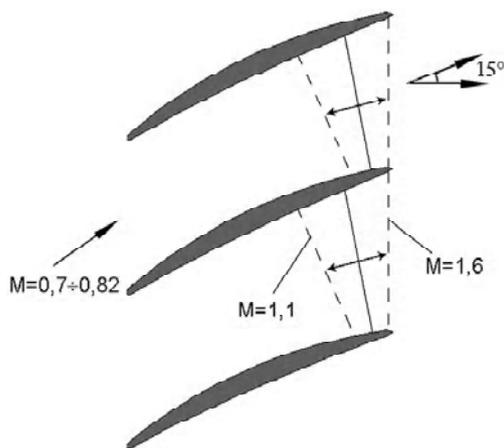


Рис. 3. Схема генерации шума ударными волнами

Избежать возникновения таких шумов можно путем перехода на другой режим, когда скачок уплотнения становится устойчивым.

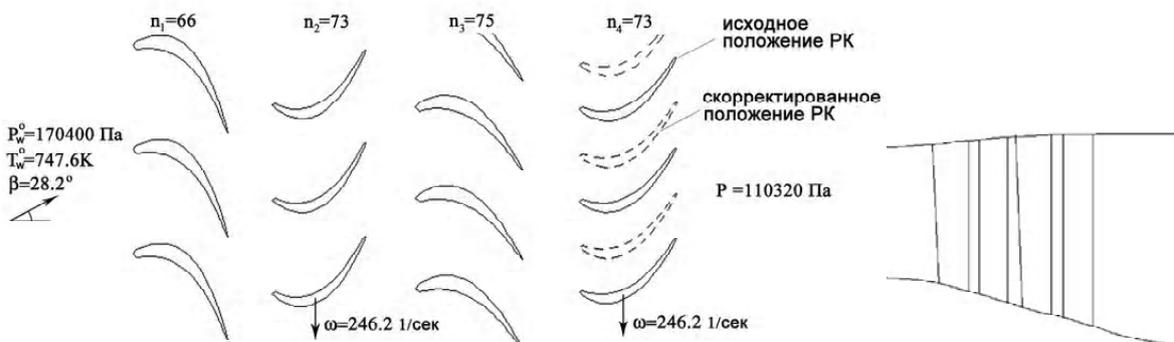


Рис. 4. Профиль турбины вентилятора

Предмет исследования

Предметом исследований, результаты которых изложены в настоящей работе, являлись третья и четвертая ступени турбины вентилятора двигателя Д-18Т, изображенные на рис. 4. Геометрические параметры лопаток и тракта турбины являются интеллектуальной собственностью ГП "Ивченко-Прогресс" и не подлежат опубликованию в открытой печати.

Особенностью профиля турбины вентилятора являлось одинаковое количество рабочих лопаток в венцах ротора $n_2 = n_4$. Рабочие лопатки этих венцов исходного профиля турбины располагались без окружного смещения друг относительно друга.

Скорректированный профиль турбины отличался от исходного поворотом одного из дисков ротора в окружном направлении на половину шага лопатки.

Рассматриваемый режим течения в турбине соответствовал 0,3 номинального режима эксплуатации двигателя.

Исследования проводились в относительной системе координат, связанной с ротором. Расчетная область состояла из четырех полных лопаточных венцов. Все параметры течения приводились к безразмерному виду. Число Рейнольдса, определенное по эталонам скорости, длины и физической вязкости среды на выходе из турбины, составило 2380000.

Выбор расчетного метода исследования

Характерной особенностью всех известных в настоящее время методов оценки уровня шума в решетках турбомашин является то, что они основаны на эмпирических связях между рабочими параметрами двигателя на установившемся режиме и измеренным уровнем шума. Количественно эти связи справедливы для конкретных конструкций и неправомерны для новых конструкций, за исключением тех, которые просто являются аэродинамическими "масштабными" моделями.

Как следует из анализа внутренних источников шума, природа их возникновения связана с нестационарным взаимодействием венцов турбомашин. Это предопределяет основное требование к выбору расчетного метода исследования.

Теория нестационарных аэродинамических явлений еще только разрабатывается в настоящее время. Тем более это относится к сопровождающим их акустическим явлениям.

В качестве инструмента исследования авторы использовали метод отслеживания струй тока (МОСТ), позволяющий в практике КБ проводить многовариантные исследования 2-D нестационарных течений газа в слое переменной толщины на переменном радиусе без потери точности на границах между венцами ступени [4]. Отличительной чертой этого метода является использование подвижных, так называемых, лагранжевых, сеток. Эти сеточные поверхности являются проницаемыми лишь для молей среды, которые имитируют диффузию, обусловленную физической вязкостью и турбулентным движением среды. В качестве модели турбулентности нами был использован аналог известной k-модели турбулентности [5].

"Clocking"-эффект акустического взаимодействия венцов турбомашин

В результате проведенных расчетов получены нестационарные поля параметров, характеризующих течение газа в турбине вентилятора. Наряду с нестационарными полями параметров, характери-

зующими течение газа в турбине, для каждой лопатки четырех венцов получены эпюры нестационарных сил. На рис. 5, 6 для исходного и скорректированного профиля турбины представлены фрагменты мгновенных полей энергии пульсационного движения для трех последних венцов турбины вентилятора.

Дальнейшее совершенствование аэродинамики турбомашин при проведении конструкторских работ требует учета нестационарных эффектов взаимодействия решеток лопаточных аппаратов. Среди различных эффектов такого взаимодействия следует выделить "clocking"-эффект (от английского clock – часы). Сущность этого эффекта состоит в зависимости параметров процесса от окружной ориентации несмежных лопаточных венцов при одинаковом или кратном количестве лопаток в них [6]. Эффект от окружной ориентации лопаточных венцов достигается тем, что следовая неравномерность по турбулентному возмущению, в отличие от других параметров следа, например, относительной скорости потока, сохраняется в спутных следах вниз по течению на протяжении нескольких венцов. Таким образом, для нижестоящих по течению лопаточных рядов существуют такие положения относительно турбулентных возмущений, созданных вышестоящими по потоку лопатками, которые являются благоприятными или неблагоприятными по отношению к определенному параметру.

Взаимодействие спутных турбулентных струй с пограничными слоями ниже стоящих по потоку

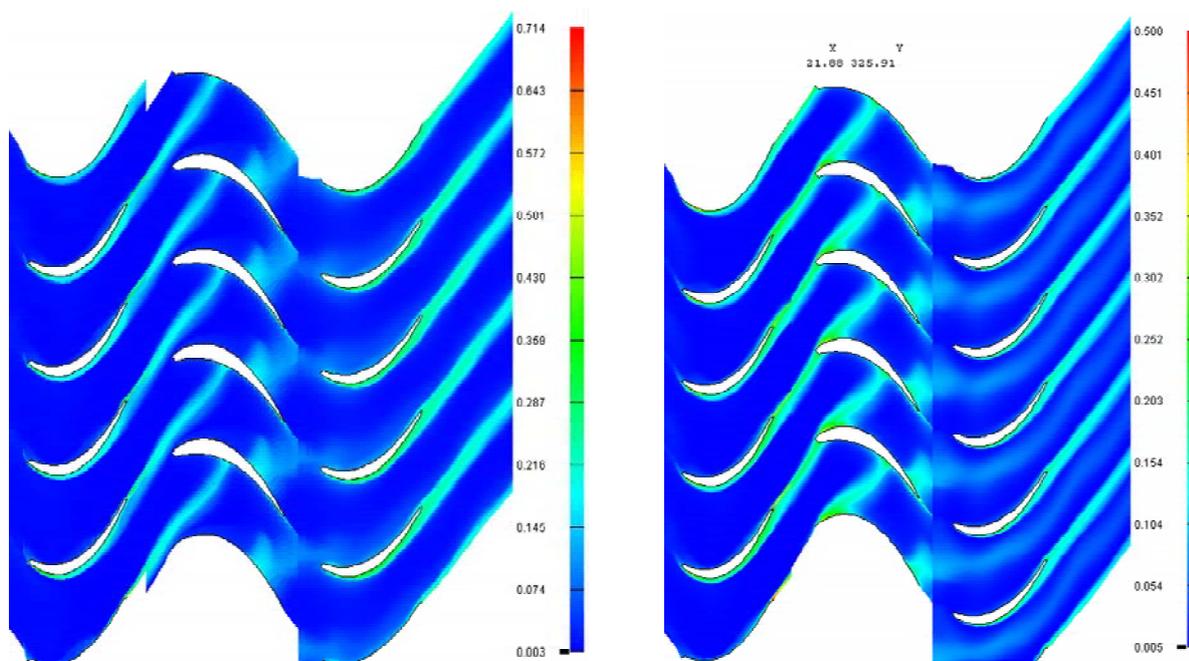


Рис. 5. Фрагмент мгновенного поля энергии пульсационного движения исходного профиля турбины вентилятора 31000.0

лопаток является сложным процессом. Наиболее важный результат этого взаимодействия заключается в генерации турбулентности (т.е. зон с высокой степенью турбулентности) в пограничном слое лопатки.

Анализ результатов, представленных на рис. 5, свидетельствует о том, что в исходной конфигурации турбины второй рабочий венец является источником широкополосного шума. В этом случае спутные струи, сошедшие с лопаток первого рабочего венца, пройдя через второй сопловой аппарат, попадают на лопатки второго рабочего венца. Вследствие взаимодействия турбулентных возмущений с пограничными слоями лопаток наблюдается значительный (в 1,43 раза), по сравнению с альтернативным (скорректированным) вариантом турбины, рост турбулентности (см. рис. 6). В скорректированной конфигурации турбины, в которой венцы рабочих колес развернуты друг относительно друга на половину шага лопатки, турбулентные следы лопаток первого колеса, попадая в межлопаточные каналы второго рабочего колеса, не взаимодействуют с пограничными слоями этих рабочих лопаток. Вследствие этого наблюдается умеренная генерация турбулентности.

В настоящее время нам не известны фундаментальные исследования, согласно которым можно было бы получить зависимость, характеризующую связь между энергией пульсационного движения и акустической мощностью. Известно лишь, что большему значению энергии пульсационного движения соответствует большее значение флуктуаций давления, являющегося источником широкополосного шума.

Оценка шума в источнике от неоднородности потока

В результате нестационарного взаимодействия следовой и потенциальной неоднородностей с лопаточными венцами поверхности лопаток испытывают нестационарные силы, которые порождают пульсации давления. Последние являются источ-

ником тонального шума, который имеет частоту, соответствующую времени прохождения лопаток длины волны неоднородности.

В качестве методики мы приняли следующий порядок оценки звукового давления данного источника шума.

Исходя из эпюр составляющих нестационарной силы, можно получить зависимость амплитуды результирующей силы:

$$\begin{aligned} \Delta F_x &= F_x - F_{xcp}; \quad \Delta F_y = F_y - F_{ycp}; \\ \Delta F &= \sqrt{\Delta F_x^2 + \Delta F_y^2}. \end{aligned} \quad (1)$$

Амплитуда результирующей нестационарной силы, отнесенная к средней площади поверхности лопатки, даст некоторую осредненную пульсацию давления, которая, по нашему мнению, может служить для оценки шума от неоднородности потока:

$$P_t = \Delta F / A_{cp}. \quad (2)$$

Непосредственной характеристикой генерируемого тонального шума является уровень звукового давления [дБ], вычисляемый по формуле [7]:

$$L_p = 20 \lg \left(\frac{P_t}{P_0} \right), \quad (3)$$

На рис. 7 представлены результаты расчета уровня звукового давления тонального шума в источнике, излучаемого рабочей лопаткой четвертой ступени для исходного и скорректированного профиля турбины. Оба варианта турбины характеризуются одинаковым уровнем звукового давления.

Представленные результаты расчетов были подтверждены последующими экспериментальными данными, полученными при проведении натурных испытаний двигателей.

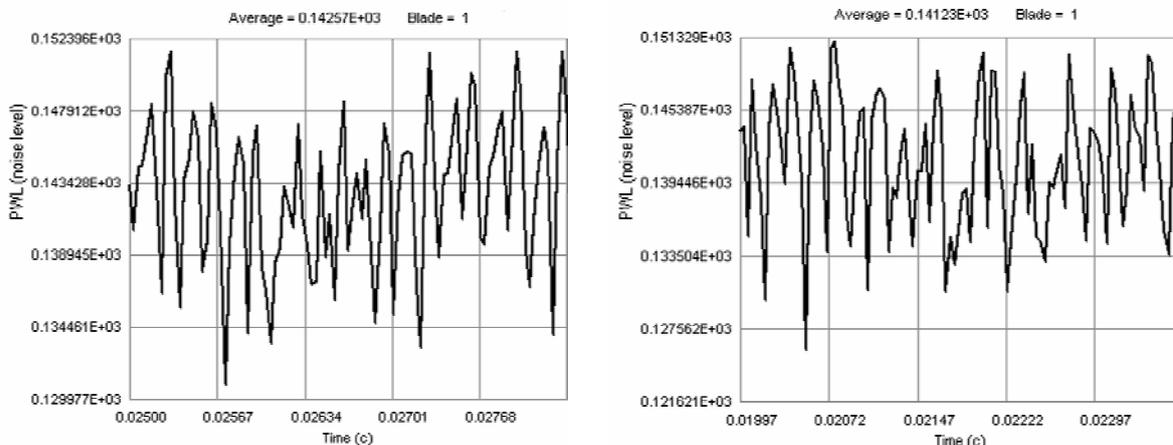


Рис. 7. Уровень звукового давления тонального шума, излучаемого рабочей лопаткой четвертой ступени: а – исходного профиля турбины вентилятора; б – скорректированного профиля турбины вентилятора

Результаты экспериментов

Ряд экспериментов, проведенных на акустическом стенде ГП "Ивченко-Прогресс" с двигателями Д-18Т25, показали, что самолет Ан-124-100 с двигателями Д-18Т, у которых рабочие колеса турбины вентилятора повернуты относительно друг друга на половину шага лопатки, будет иметь снижение шума в трех контрольных точках (взлет с боку, набор высоты, посадка) суммарно на 4.5 EPNdB.

Так, к примеру, при пересчете на посадочный режим матриц звукового давления двигателей, пролетный шум Ан-124-100 уменьшается на 2.51 EPNdB (рис. 8).

Выводы

Выполненные работы, посвященные исследованию шума турбины вентилятора, позволяют сделать следующие выводы:

1. В связи с ужесточением требований по допустимым шумам авиационных двигателей, разработка методики по оценке шумов, обусловленных взаимодействием венцов турбомашин, имеет актуальное значение.
2. Разработанная методика оценки акустичес-

кого взаимодействия венцов турбомашин основана на проведении аэродинамических расчетов нестационарных процессов, близких к реальным в системе двигателя. Ее использование не требует предварительной адаптации посредством экспериментальных данных к конкретной конструкции двигателя.

3. Разработанную методику целесообразно применять для оценки акустического взаимодействия ступеней компрессора и турбины.

4. Проведенные исследования двух вариантов турбины вентилятора показали, что, вследствие "clocking"-эффекта взаимодействия смежных роторных венцов, скорректированный профиль турбины будет иметь более низкий уровень шума в широкополосном спектре.

5. Два варианта исследуемой турбины, вследствие тождественности нестационарных нагрузок, действующих на рабочие лопатки четвертой ступени, будут иметь практически одинаковый уровень тонального шума.

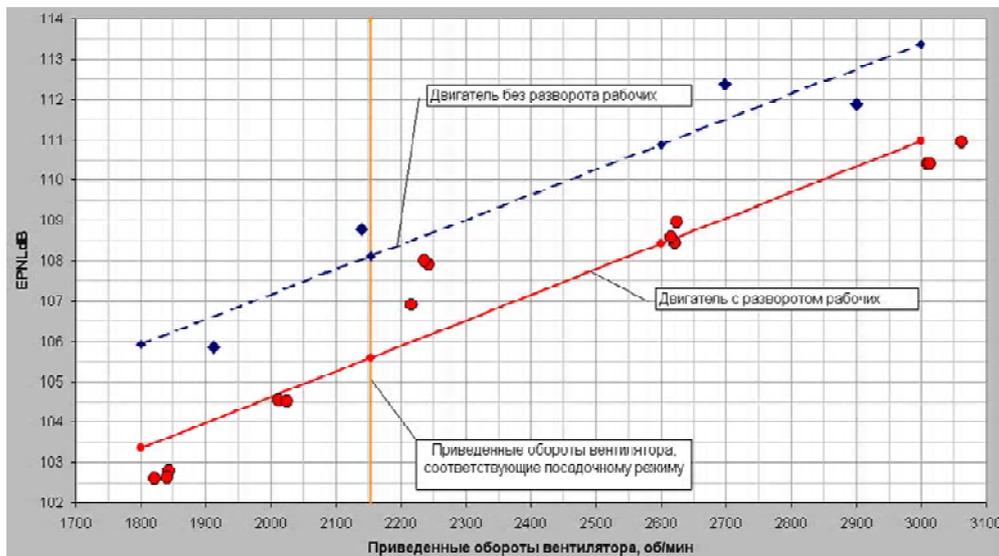


Рис. 8. Влияние разворота рабочих колес турбины вентилятора на уровень шума самолета Ан-124-100

Список литературы

1. Смит, Хауз. Внутренние источники шума в газотурбинных двигателях. Измерение и теория. // Энергетические машины и установки, 1967, т. 83, №2, С.1-16.
2. Зинченко В.И., Григорян Ф.Е. Шум судовых газотурбинных установок. // Ленинград: Судостроение, 1969., 343 с.
3. Лапотко В.М., Кухтин Ю.П. Прогнозирование режима низкочастотных колебаний нестационарного потока газа в ступени компрессора. // Авиационно-космическая техника и технология: Научно-технический журнал. – Харьков: ХАИ, 2004. – Вып. 4/12, С. 56-61.
4. Лапотко В.М., Кухтин Ю.П. Использование единой системы координат для расчета нестационарного течения газа в ступени турбомашин. // Совершенствование турбоустановок ме-

- тодами мат. и физич. моделир.: Сб. науч. тр. – Харьков: Ин-т проблем машиностроения, 2003, т.1, С. 182-187.
5. Лапотко В.М., Кухтин Ю.П. Модель и метод расчета турбулентных течений вязкого теплопроводного газа. // *Авиационно-космическая техника и технология: Научно-технический журнал.* – Харьков: ХАИ, 2003. – Вып. 41/6, С. 65-68.
6. Августинович В.Г., Иноземцев А.А. и др. Нестационарные явления в турбомашинах. // УО РАН, Екатеринбург-Пермь, 1999. – 280 с.
7. Зельдин Е.А. Децибелы. Изд. 2-е, доп. М.: "Энергия". – 1977 г. – 64 с.

Поступила в редакцию 11.02.2006 г.

Анотація: За допомогою методу відстеження струменів зроблена оцінка величини акустичної взаємодії лопаток двоступінчастої турбіни вентилятора для вихідного і скоректованого варіантів. Результати розрахунку підтвержені експериментальними даними.

Abstract: An estimation of acoustic interaction value of the initial and corrected profiles of the fan two-stage turbine is made using a method of tracking current jets. The results of calculations are confirmed with experimental data.

УДК 62.19:519.7

А. В. Богуслаев, А. А. Олейник, Г. В. Пухальская, С. А. Субботин

ОТБОР ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ И СИНТЕЗ МОДЕЛИ ЧАСТОТНОЙ ХАРАКТЕРИСТИКИ ЛОПАТОК КОМПРЕССОРА НА ОСНОВЕ ЭВОЛЮЦИОННОГО ПОИСКА

Аннотация: Проведен анализ влияния геометрических параметров пера на величину частоты собственных колебаний лопаток на основе эволюционного подхода. Получены регрессионная и нейросетевая модели зависимости величины частоты собственных колебаний лопаток.

Введение

Анализируя случаи усталостных разрушений лопаток компрессора в процессе эксплуатации можно сделать вывод, что одной из причин разрушений являются знакопеременные напряжения при различных формах резонансных колебаний лопаток.

При эксплуатации на поверхности пера лопаток компрессора происходит накопление эрозионных повреждений и механических забоин при соударении с инородными телами, что приводит к уменьшению сопротивления усталости. Характерно, что количество эрозионных повреждений на корыте и входной кромке значительно больше, чем на спинке.

При наличии неравномерного износа пера по длине происходит изменение виброчастотных характеристик в сторону смещения частот собственных колебаний в резонансные области, что приводит к увеличению уровня виброчастотных напряжений и снижению запаса прочности.

Доработка лопаток по частоте при их изготовлении путем ручного полирования за счет изменения геометрии пера приводит к снижению аэродинамических характеристик и нарушению поверхностного слоя. В связи с этим были проведены исследования по определению влияния геометрических параметров пера на величину частот собственных колебаний лопаток. Рассмотрение результатов испытаний на усталость лопаток компрессора из титановых сплавов, представленных в работах [1-5], показывает, что в большинстве случаев зарождение усталостных трещин начинается на входных кромках.

Объектом исследования являлась лопатка III ступени компрессора низкого давления (КНД) двигателя Д-36. Замеры параметров проводили на готовых лопатках в 3-х сечениях A_3-A_3 , A_5-A_5 , A_8-A_8 . Во всех сечениях измеряли максимальную толщину (C_{max}), хорду (B), толщину выходной кромки (C_1) и толщину входной кромки (C_2), а также высоту лопатки (H) и частоту собственных колебаний (f) на серийных лопатках, окончательно обработанных виброполированием и ультразвуковым упрочнени-

ем шариками.

Фрагмент результатов измерений, полученных в [4], представлен в табл. 1.

Таким образом, в качестве анализируемых геометрических параметров, влияющих на величину частот собственных колебаний лопаток, используются 13 факторов: x_1 – хорда в сечении A_3-A_3 (B_{3-3}), x_2 – максимальная толщина в сечении A_3-A_3 (C_{max3-3}), x_3 – толщина выходной кромки в сечении A_3-A_3 (C_{13-3}), x_4 – толщина входной кромки в сечении A_3-A_3 (C_{23-3}), x_5 – хорда в сечении A_5-A_5 (B_{5-5}), x_6 – максимальная толщина в сечении A_5-A_5 (C_{max5-5}), x_7 – толщина выходной кромки в сечении A_5-A_5 (C_{15-5}), x_8 – толщина входной кромки в сечении A_5-A_5 (C_{25-5}), x_9 – хорда в сечении A_8-A_8 (B_{8-8}), x_{10} – максимальная толщина в сечении A_8-A_8 (C_{max8-8}), x_{11} – толщина выходной кромки в сечении A_8-A_8 (C_{18-8}), x_{12} – толщина входной кромки в сечении A_8-A_8 (C_{28-8}), x_{13} – высота лопатки (H).

Рассмотренные параметры оказывают различное влияние на частоту собственных колебаний лопаток. Поэтому представляется актуальным осуществить выделение тех параметров, которые наиболее информативны для получения модели зависимости частоты собственных колебаний от геометрических параметров лопатки.

Известно достаточно много различных способов отбора признаков [6], которые, однако, сопряжены с необходимостью решения задач комбинаторного поиска, характеризуются очень большими затратами машинного времени и для большинства практических задач оказываются мало пригодными.

Одним из достаточно эффективных методов решения задач комбинаторной оптимизации является эволюционный поиск [10-12], основанный на вероятностном подходе и не требующий вычисления производных целевой функции, который предлагается в данной работе использовать для отбора информативных признаков.

Таблица 1 – Фрагмент результатов измерений значений геометрических параметров лопаток III ступени КНД двигателя Д-36

№ лопатки	Сечение A_3-A_3				Сечение A_5-A_5				Сечение A_8-A_8				Высота H	Частота
	B_{3-3}	$C_{\max 3-3}$	$C_{1\ 3-3}$	$C_{2\ 3-3}$	B_{5-5}	$C_{\max 5-5}$	$C_{1\ 5-5}$	$C_{2\ 5-5}$	B_{8-8}	$C_{\max 8-8}$	$C_{1\ 8-8}$	$C_{2\ 8-8}$		
	x_1	x_2	x_3	x_4	x_5	x_6	x_7	x_8	x_9	x_{10}	x_{11}	x_{12}		
1	31,05	2,30	1,02	0,92	31,23	1,98	0,86	0,78	30,95	1,36	0,59	0,60	78,71	533
5	31,09	2,36	0,96	0,95	31,09	1,97	0,79	0,84	31,18	1,38	0,57	0,57	78,68	534
11	30,98	2,31	1,01	0,89	31,05	1,94	0,82	0,74	31,24	1,37	0,55	0,59	78,72	528
14	31,05	2,35	1,00	0,92	31,20	1,94	0,84	0,79	31,08	1,32	0,57	0,56	78,72	538
17	31,02	2,33	1,03	0,92	31,08	1,91	0,86	0,78	31,18	1,34	0,59	0,58	78,71	531
21	31,11	2,35	1,00	0,92	31,22	1,92	0,80	0,82	31,18	1,34	0,55	0,53	78,76	541
27	31,05	2,33	1,01	0,97	31,01	1,96	0,83	0,83	31,08	1,34	0,51	0,63	78,74	532
30	31,90	2,31	1,00	0,92	30,89	1,94	0,84	0,86	31,05	1,35	0,54	0,64	78,73	529
31	31,01	2,29	1,00	0,87	31,18	1,93	0,86	0,73	31,28	1,36	0,55	0,59	78,69	525
32	31,89	2,30	0,97	0,93	31,00	1,96	0,80	0,79	31,11	1,36	0,51	0,58	78,62	531
33	31,06	2,32	1,01	0,91	31,12	1,93	0,83	0,78	31,11	1,34	0,54	0,55	78,71	536
39	30,88	2,30	1,01	0,90	31,19	1,90	0,83	0,75	31,10	1,33	0,54	0,56	78,70	530
44	30,96	2,31	0,93	0,96	31,19	1,97	0,80	0,83	31,11	1,35	0,55	0,54	78,74	532
49	30,90	2,33	0,97	0,92	31,07	1,96	0,81	0,79	31,18	1,34	0,55	0,55	78,66	533
55	31,05	2,32	1,05	0,90	31,18	1,95	0,85	0,76	31,15	1,34	0,52	0,61	78,69	540
58	30,79	2,31	0,99	0,90	31,03	1,95	0,83	0,78	31,19	1,33	0,57	0,56	78,73	525
61	31,04	2,30	0,98	0,94	31,08	1,90	0,82	0,78	31,11	1,33	0,49	0,60	78,69	539
65	31,01	2,32	1,01	0,90	31,11	1,91	0,85	0,78	30,79	1,34	0,58	0,60	78,67	532

Эволюционный отбор информативных признаков

Обобщенный метод эволюционного поиска можно записать следующим образом.

Шаг 1. Запуск в начальное время $t = 0$.

Шаг 2. Генерация начальной популяции особей $P(t)$.

Шаг 3. Вычисление функции приспособленности для всех особей в популяции $F(P(t))$.

Шаг 4. Проверка условий окончания поиска (время, число итераций, значение функции приспособленности и т.п.). Если критерии окончания удовлетворены, перейти на шаг 12.

Шаг 5. Увеличить счетчик времени (итераций): $t = t + 1$.

Шаг 6. Выбрать часть популяции (родительские особи) для скрещивания P' .

Шаг 7. Скрестить выбранные родительские особи $P'(t)$.

Шаг 8. Применить оператор мутации к особям $P'(t)$.

Шаг 9. Вычислить новую функцию приспособленности популяции $F(P'(t))$.

Шаг 10. Выбрать выжившие особи исходя из уровня приспособленности.

Шаг 11. Перейти на шаг 4.

Шаг 12. Останов.

Отбор информативных признаков с помощью эволюционного поиска можно проводить в следующей последовательности:

Шаг 1. Сгенерировать начальные комбинации

информативных признаков в виде кодов K^p ($p = 1, 2, \dots, M$, где M – количество сгенерированных кодов) размерности n (количество признаков).

Шаг 2. Для каждого кода K^p получить зависимость $y_{расч}(K^p, X, Y)$ с учетом информативности i -го признака.

Если $K_i^p = 0$ (K_i^p – i -й бит кода K^p), то i -й признак считается неинформативным и не учитывается для построения модели $y_{расч}(K^p, X, Y)$. Если $K_i^p = 1$, то i -й признак считается информативным и учитывается для построения модели $y_{расч}(K^p, X, Y)$.

Поскольку данная операция будет повторяться достаточно часто, математическую модель для $y_{расч}(K^p, X, Y)$ целесообразно выбрать так, чтобы она не выдвигала больших требований к таким ресурсам ЭВМ, как память, вычислительная мощность и скорость процессора. В качестве такой модели можно использовать многомерную линейную регрессию.

Шаг 3. Для всех K^p рассчитать ошибку модели:

$$E = \frac{1}{m} \sum_{i=1}^m (y^i - y_{расч}^i)^2,$$

где $y_{расч}^i$ – значение функции, рассчитанное по модели $y_{расч}(K^p, X, Y)$, y^i – действительное значение функции, m – число экземпляров.

Шаг 4. Проверка условий окончания поиска: достижение лимита времени T , числа итераций l ,

уровня максимально допустимой ошибки E_{\max} . Если критерии окончания удовлетворены, перейти на шаг 6.

Шаг 5. Применив генетический поиск, сгенерировать новый массив кодов. Перейти на шаг 2.

Шаг 6. В зависимости от кода K^p , при котором достигается минимум среднеквадратической ошибки, составить оптимальную функцию $y_{расч}(K^p, X, Y)$, но уже с применением более сложной математической модели, обеспечивающей высокую точность аппроксимации.

Шаг 7. Останов.

Эксперименты и результаты

В настоящей работе для построения модели частоты собственных колебаний лопаток использовался пакет MatLab. Разработанный с помощью пакета MatLab программный модуль содержит функции CalculateDivergence (рассчитывает ошибку модели, полученной на основе многомерной линейной регрессии. Данная функция является целевой в методах поиска) и DimensionReduction_EM (выполняет эволюционный поиск оптимальной комбинации информативных признаков). В качестве целевой функции используется CalculateDivergence. На основании найденной комбинации информативных признаков строится модель частоты собственных колебаний лопаток с использованием искусственных нейронных сетей. Такая программная структура является достаточно удобной и гибкой для перехода к решению других оптимизационных задач.

С помощью разработанных функций получено несколько комбинаций наиболее информативных признаков, среди которых отобрана наилучшая.

После принятия решений об информативности признаков из обучающего множества были исключены малоинформативные признаки ($x_2, x_3, x_5, x_7, x_8, x_{10}, x_{11}, x_{13}$). Полученная регрессионная модель частоты собственных колебаний лопаток имеет следующий вид:

$$f = 154,2675 + 17,733B_{3-3} + 94,6056C_{2-3-3} - 23,57C_{\max 5-5} - 6,1395B_{8-8} - 37,06C_{2-8-8}.$$

В работе [4] строились регрессионные модели частоты собственных колебаний лопаток для каждого сечения отдельно. Полученные модели имели вид:

- для сечения A_{3-3} : $f = 14,64B_{3-3} + 87,05C_{1-3-3}$;
- для сечения A_{5-5} :
 $f = -542 - 35,23B_{5-5} - 66 \times C_{1-5-5} + 45,42C_{2-5-5}$;
- для сечения A_{8-8} : $f = 1018 - 59C_{2-8-8} - 14B_{8-8}$.

Относительные ошибки этих регрессионных моделей составляют 0,0072, 0,0069 и 0,0074 соот-

ветственно.

Точность регрессионной модели, полученной в данной работе составляет 0,0060, что делает её более приемлемой для использования по сравнению с моделями, полученными в [4].

Как известно, нейросетевые методы позволяют получить гораздо более точные модели, чем линейная регрессия [6-7].

Таким образом, далее осуществлялось моделирование частоты собственных колебаний лопаток на основании отобранных информативных признаков с помощью двухслойного персептрона, первый слой которого содержал 3 нейрона, а второй слой – 1 нейрон. Все нейроны имели сигмоидную функцию активации $\Psi(x) = 1/(1+e^{-x})$.

На входы нейросети подавались значения предварительно пронормированных признаков. На выход сети подавалось значение коэффициента упрочнения для соответствующего экземпляра. В качестве целевой функции при обучении использовался минимум среднеквадратической ошибки сети для всей выборки $goal = 10^{-3}$. Обучение нейросети производилось на основе алгоритма Левенберга-Марквардта.

Среднее значение относительной ошибки полученной модели f_{HC} составило 0,0028. Матрица весовых коэффициентов полученной нейромодели приведена в табл. 2.

Высокая точность, полученная при моделировании частоты собственных колебаний лопаток, позволяет сделать вывод о высокой степени влияния геометрических параметров пера на величину частот собственных колебаний лопаток.

По результатам экспериментов видно, что модели, полученные с помощью эволюционного отбора информативных признаков, являются более точными по сравнению с моделями, полученными в [4] на основе статистического анализа данных. Таким образом, эволюционный поиск можно рекомендовать для использования в задачах технической и биомедицинской диагностики, экономико-математическом моделировании, задачах управления и поддержки принятия решений.

Однако, классический эволюционный поиск является высоко итеративным [10-11], длительность работы такого метода сильно зависит от начальных условий поиска, а значит эффективность его является недостаточно высокой.

Таблица 2 – Матрица весовых коэффициентов модели $f_{НС}$

Номер слоя	Номер нейрона в слое	Номер входа нейрона					
		0	1	2	3	4	5
1	1	-486,6770	647,2856	671,6672	64,2427	-17,0205	-353,9352
	2	-35,5424	20,4147	49,8359	200,7345	-164,4796	-103,8206
	3	12,7964	-12,6995	-14,0266	-61,7603	55,1382	31,0127
2	1	83,6908	2,5554	-85,9099	-85,5576		

Поэтому для повышения эффективности классического метода эволюционного поиска при решении задач отбора информативных признаков можно рекомендовать проводить анализ информативности признаков на этапе инициализации параметров эволюционного метода путём применения традиционных неитеративных методов оценки индивидуальной информативности признаков.

Список литературы

1. Богуслаев В.А., Рубель О.В., Пухальская Г.В. Оценка эффективности методов упрочнения лопаток ГТД // Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні. – 1998. – №2. – С. 49-51.
2. Богуслаев В. А., Пухальская Г.В., Рубель О.В. Технологические ресурсы повышения выносливости лопаток компрессора ГТД // Авиационно-космическая техника и технология. Сб. научн. трудов. – Харьков “ХАИ” 1999. – Вып. 9 – С 341-345.
3. Богуслаев В.А., Ткаченко В.В., Пухальская Г.В., Рубель О.В. Дробеструйное упрочнение лопаток компрессора ГТД // Технологические системы. – №3(9), – 2001. – С. 42-45.
4. Пухальская Г.В., Лукьяненко О.Л., Табунщик Г.В. Влияние геометрических параметров лопаток компрессора на частотные характеристики // Вісник двигунобудування, 2004, №1. – С. 94-94.
5. Богуслаев В.А., Яценко В.К., Притченко В.Ф.

- Технологическое обеспечение и прогнозирование несущей способности деталей ГТД. – К.: Манускрипт, 1993. – 333 с.
6. Дубровин В.И., Субботин С.А., Богуслаев А.В., Яценко В.К. Интеллектуальные средства диагностики и прогнозирования надежности авиадвигателей: Монография. – Запорожье: ОАО “Мотор-Сич”, 2003. – 279 с.
 7. Дубровін В.І, Субботін С.О. Методи оптимізації та їх застосування в задачах навчання нейронних мереж: Навчальний посібник. – Запоріжжя: ЗНТУ, 2003. – 136 с.
 8. Биргер И.А. Техническая диагностика. – М.: Машиностроение, 1978.– 240 с.
 9. Реклейтис Г., Рейвиндран А., Рэгсдел К. Оптимизация в технике: В 2-х кн. Кн.1 Пер с англ. – М.: Мир, 1986. – 349 с.
 10. Вороновский Г.К., Махотило К.В., Петрашев С.Н., Сергеев С.А. Генетические алгоритмы, искусственные нейронные сети и проблемы виртуальной реальности. – Харьков: Основа, 1997. – 112 с.
 11. Рутковская Д., Пилиньский М., Рутковский Л. Нейронные сети, генетические алгоритмы и нечеткие системы: Пер. с польск. – М.: Горячая линия – Телеком, 2004. – 452 с.
 12. Gen M., Cheng R. Genetic algorithms and engineering design. – John Wiley & Sons, 1997. – 352 p.

Поступила в редакцию 07.02.2006 г.

Анотація: Проведено аналіз впливу геометричних параметрів пера на величину частоти власних коливань лопаток на основі еволюційного підходу. Отримані регресійна та нейромережева моделі залежності величини частоти власних коливань лопаток.

Abstract: The analysis of the geometrical parameters influence to the value of blades' natural oscillation frequency based on the evolutionary approach is presented. Regression and neural network models of blades' natural oscillation frequency dependence are received.

УДК 539.3

Ю. В. Мастиновский, Д. В. Данильченко, Е. В. Коротунова

НЕСТАЦИОНАРНЫЕ ВОЛНЫ В СОСТАВНОМ ОБТЕКАТЕЛЕ

Аннотация: Исследуются процессы деформирования обтекателя, состоящего из последовательно соединенных конической и цилиндрической оболочек с учетом дифракции волнового фронта на границе раздела составляющих конструкции. Методика численного расчета основана на использовании характеристик определяющих систем уравнений. Приводятся условия согласования решений в точках контакта соединения разнородных оболочек. Анализируются результаты численного решения с целью получения практических рекомендаций.

Составные разнородные оболочечные конструкции типа обтекатель широко применяются в современной технике. Развитие новых технологий с использованием таких конструкций позволяет повысить прочностные характеристики изделий, а также изготавливать конструкции с заранее заданными свойствами путем подбора геометрических и механических параметров их составляющих.

Данные динамического расчета составных механических систем представляют интерес при решении многих прикладных задач [1]. Задача о действии торцевого удара на цилиндрическую оболочку, составленную из расположенных по длине кусочно-однородных материалов с одинаковым и ступенчатым поперечным сечением, рассматривалась в работах [2, 3].

Волновые явления, возникающие при нагрузках ударного типа, как правило, приводят к концентрации напряжений в области соединения составляющих конструкции, что может вызвать ее разрушение.

В данной работе рассматривается кусочно-однородная конструкция типа обтекатель, которая состоит из усеченной конической оболочки, жестко соединенной с цилиндрической оболочкой соответствующего радиуса (рис. 1). Предлагается численное решение нестационарной задачи с использованием метода характеристик, которое по сравнению с другими методами обладает рядом преимуществ [2, 3]. Особенности применения такого численного метода изложены в работах [4, 5].

Уравнения осесимметричных движений составной конструкции (рис. 1) задаются линейными уравнениями теории Тимошенко [1]. Нижние индексы k и $ц$ у неизвестных величин, относящиеся соответственно к конической и цилиндрической составляющим обтекателя, в дальнейшем без необходимости не приводятся.

Для конической составляющей (рис. 1, I) безразмерные уравнения записываются так:

$$\frac{\partial^2 U}{\partial r^2} - \frac{\partial^2 U}{\partial \tau^2} = \frac{U}{r^2} + ctg\varphi \left(\frac{W}{r^2} - \frac{v}{r} \frac{\partial W}{\partial r} \right) - \frac{1}{r} \frac{\partial U}{\partial r};$$

$$\frac{\partial^2 \beta}{\partial r^2} - \frac{\partial^2 \beta}{\partial \tau^2} = \frac{6k^2}{K_0^2} \left(\frac{\partial W}{\partial r} + \beta \right) + \frac{\beta}{r^2} - \frac{1}{r} \frac{\partial \beta}{\partial r};$$

$$\frac{\partial^2 W}{\partial r^2} - \frac{1}{K_1} \frac{\partial^2 W}{\partial \tau^2} =$$

$$= \frac{ctg\varphi}{K_1} \left(\frac{U}{r^2} + \frac{ctg\varphi}{r^2} W + \frac{v}{r} \frac{\partial U}{\partial r} \right) - \frac{1}{r} \frac{\partial W}{\partial r} - \frac{\partial \beta}{\partial r} - \frac{\beta}{r},$$

(1)

$$r_0 = K_0 = 0,1, K_1 = \frac{k^2(1-v)}{2}, k^2 = 0,87.$$

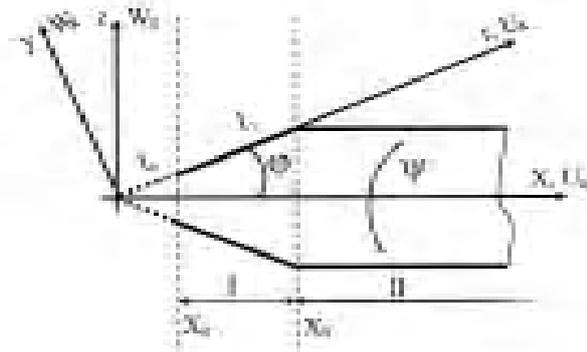


Рис. 1. Составная конструкция

Уравнения (1) характеризуют соответственно продольные, изгибные и радиальные колебания.

Для цилиндрической составляющей (рис. 1, II) безразмерные уравнения имеют вид:

$$\frac{\partial^2 U}{\partial X^2} - \frac{1}{\alpha^2} \frac{\partial^2 U}{\partial \tau^2} = -v \frac{\partial W}{\partial X} \equiv F;$$

$$\frac{\partial^2 \psi}{\partial X^2} - \frac{1}{\alpha^2} \frac{\partial^2 \psi}{\partial \tau^2} = \frac{g}{\eta(1-\eta)} \psi - \frac{g+\eta v}{\eta(1-\eta)} \frac{\partial W}{\partial X} \equiv F_2; (2)$$

$$\frac{\partial^2 W}{\partial X^2} - \frac{1}{\beta^2} \frac{\partial^2 W}{\partial \tau^2} = \frac{v}{g} \frac{\partial U}{\partial X} - \frac{1+\eta v}{q} \frac{\partial \psi}{\partial X} + \frac{1+\eta}{q} W \equiv F_3.$$

Безразмерные и размерные величины связаны соотношениями [1, 2]. Граничные условия на ударном торце имеют вид:

$$\frac{\partial U}{\partial \tau}(X_0, \tau) = U_0(\tau) \cos \varphi; \quad \frac{\partial \psi}{\partial \tau}(X_0, \tau) = 0;$$

$$\frac{\partial W}{\partial \tau}(X_0, \tau) = -U_0(\tau) \sin \varphi \quad \text{при } \tau \geq 0. \quad (3)$$

Начальные условия предполагаются нулевыми:

$$U(X, 0) = \frac{\partial U}{\partial \tau}(X, 0) = \psi(X, 0) = \frac{\partial \psi}{\partial \tau}(X, 0) = \\ = W(X, 0) = \frac{\partial W}{\partial \tau}(X, 0) = 0 \quad \text{при } X_0 \leq X < \infty.$$

В узлах стыковки $X = X_K$ области соединения конической и цилиндрической составляющих конструкции предполагается выполнение условий совместного деформирования. Эти условия требуют непрерывности перемещений (скоростей):

$$\begin{Bmatrix} U \\ W \end{Bmatrix}_K = A \begin{Bmatrix} U \\ W \end{Bmatrix}_Ц; \quad \psi_K = \psi_Ц,$$

и равенства равнодействующих сил и моментов

$$\begin{Bmatrix} n_X \\ q \end{Bmatrix}_K = A \begin{Bmatrix} n_X \\ q \end{Bmatrix}_Ц; \quad (m_X)_K = (m_X)_Ц,$$

где $A = \begin{pmatrix} \cos \varphi & \sin \varphi \\ -\sin \varphi & \cos \varphi \end{pmatrix}$.

Расчеты проводились при $\Delta X = \Delta \tau = 0,01$, $X_K = 4$. Механическое воздействие (3) на оболочку моделировалось заданием скорости частиц на торце $X_0 = 1$ в виде $U_0(\tau) = \tau e^{1-\tau}$.

Для исследования формы падающего, отраженного и передаваемого импульса нагрузки на границе раздела составляющих обтекателя получены распределения значений продольной и нормальной составляющих скоростей для различных моментов времени.

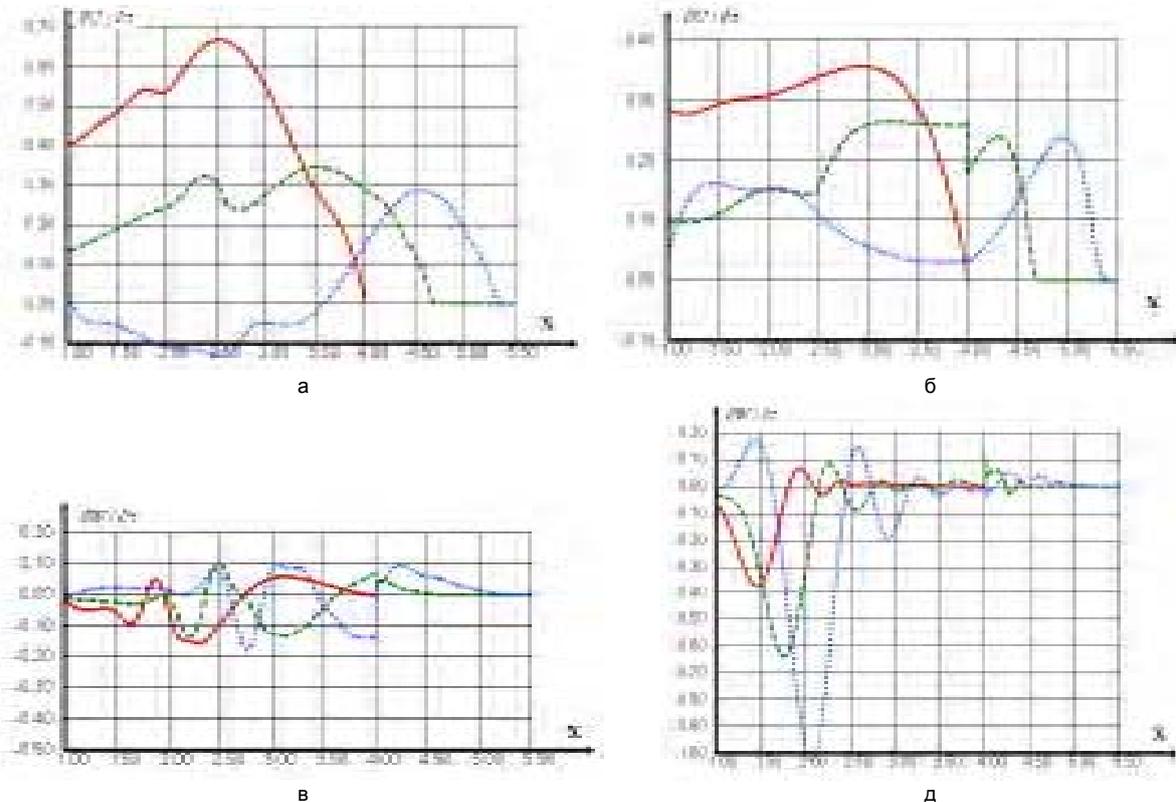


Рис. 2. Распределения скоростей в составляющих обтекания с различными геометрическими параметрами

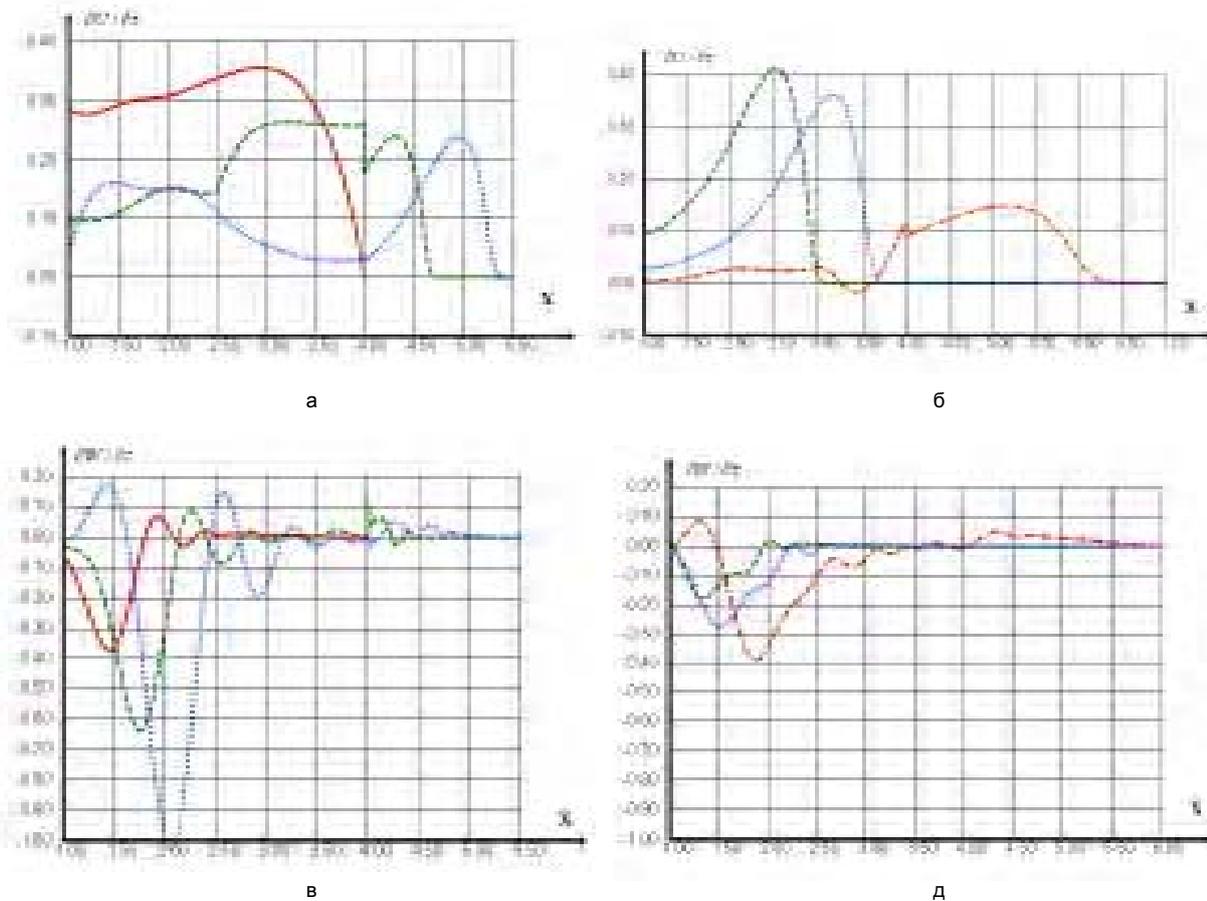


Рис. 3. Распределения скоростей в составляющих обтекания с различными физическими параметрами

На рис. 2, 3 для сравнения приведены графики распределения скоростей в составляющих конструкции с различными геометрическими и физическими параметрами. На рис. 2 для моментов времени $\tau = 3$ (сплошная), $\tau = 4,5$ (пунктир), $\tau = 6$ (точки) приведены результаты расчетов для оболочки, выполненной из одного материала ($v_1 = v_2 = 0,33$, $E_1/E_2 = 1$) при различном угле конусности $\varphi_1 = \frac{\pi}{36}$ (графики а, в) и $\varphi_2 = \frac{\pi}{4}$ (графики б, д). Из

графиков видно, что при $\varphi = \frac{\pi}{4}$ значения $\frac{\partial U}{\partial \tau}$ и $\frac{\partial W}{\partial \tau}$ испытывают конечный разрыв в области соединения составляющих обтекателя.

На рис. 3 для моментов времени $\tau = 4,5$ (пунктир), $\tau = 6$ (точки), $\tau = 7,5$ (штрих-пунктир) показаны кривые распространения скоростей в оболочке, составляющие которой выполнены из различных материалов $v_1 = 0,33$, $v_2 = 0,167$, $E_1/E_2 = 3,7$ (а, в) $v_1 = 0,167$, $v_2 = 0,33$, $E_2/E_1 = 3,7$ (б, д) при $\varphi = \frac{\pi}{4}$.

Расчеты показали, что в результате дифракции волны нагрузки в области контакта цилиндрической и конической составляющих исследуемые величины испытывают скачок.

Предлагаемая методика прямого численного

решения позволяет дать практические рекомендации при проектировании и ремонте различных кусочно-однородных конструкций по подбору механических и геометрических параметров составных областей с целью минимизации возникающих локальных концентраций напряжений в точках сопряжения.

В дальнейшем планируется рассмотреть действие ударных нагрузок на конструкцию, которая состоит из полусферического купола, соединенного с цилиндрическим отсеком в зависимости от формы и длительности внешней нагрузки.

Список литературы

1. Воробьев Ю.С. Скоростное деформирование элементов конструкций. К., "Наукова Думка", 1989. – 192 с.
2. Данильченко Д.В., Мастиновский Ю.В., Нестационарные волны в составной цилиндрической оболочке // Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні. – ЗНТУ. – №1. – 2004.
3. Мастиновский Ю.В., Данильченко Д.В., Продольный удар по составной цилиндрической оболочке // Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні. – ЗНТУ. – №2. –

- 2004.
4. Чу(Чжоу), Расчет осесимметричных движений цилиндрических оболочек по методу характеристик // Ракетная техника и космонавтика. – Изд-во "Мир". – №8. – 1968.
 5. Чу(Чжоу), Мортимер, Решение одномерных задач о распространении упругих волн мето-

дом характеристик // Прикладная механика. – №3. – 1967.

Поступила в редакцию 13.01.2006 г.

Анотація: Досліджуються процеси деформування обтічника, що складається з послідовно з'єднаних конічної й циліндричної оболонок з урахуванням дифракції хвильового фронту на границі розподілу складових конструкції. Методика чисельного розрахунку заснована на використанні характеристик визначальних систем рівнянь. Наводяться умови узгодження рішень у точках контакту з'єднання різномірних оболонок. Аналізуються результати чисельного розв'язання з метою одержання практичних рекомендацій.

Abstract: Processes of streamline warping consisted of concatenated conical and cylindrical shells taking into account the wave front diffraction at the border of component construction division are investigated. The numerical computation method is based on the use of the equation determinant systems' characteristics. The conditions of decision coordination at points of the heterogeneous shells' combination contact are presented. The results of numerical solution for the purpose of getting practical recommendations are analyzed.

УДК 517.91

Ю. І. Шалапко

ВЕЙВЛЕТ-АНАЛІЗ ЕВОЛЮЦІЙНИХ ЗАДАЧ ДИНАМІКИ СИСТЕМ З СУХИМ ТЕРТЯМ ТА ФРЕТИНГ-КОРОЗИЄЮ

Анотація: В роботі досліджують можливості математичної обробки часових рядів за допомогою вейвлет-аналізу. На відмінність від традиційного Фур'є-аналізу, запропонований метод дає можливість розглядати масштабно-інваріантну динаміку нестационарних процесів, наприклад, діагностувати номінально-нерухомі з'єднання, ущільнення, демпфери та ізолятори в авіаційній техніці.

Вступ

Забезпечення надійності та довговічності авіаційної техніки пов'язано з необхідністю керування якістю окремих вузлів та елементів їх інтерфейсу, наприклад трубопроводи, муфти, ущільнення, ніпелі, електричні контакти і т.д. В багатьох випадках в умовах вібраційного навантаження на поверхнях, що контактують із-за мікропереміщень виникають явища фретинг-корозії, яка з часом переходить до більш негативних ефектів фретинг-зношування та фретинг-втоми. Особливістю малих мікропереміщень або малоамплітудного фретингу (2...20 мкм), є їх латентний, тобто прихований характер, що, зрозуміло, важко спрогнозувати і визначити подальший стан вузла та його елементів. Існуюча система параметричного контролю та діагностування (СПКД) авіаційної техніки призначена для оцінювання технічного стану в процесі експлуатації, знаходження та попередження відмов двигуна та його основних функціональних систем в польоті. Вона дозволяє виконувати оперативну оцінку функціональних систем, віброактивність двигуна на всіх режимах його роботи, та здійснювати аналіз часових трендів різних параметрів [1]. Однак, не завжди кількість коштів, які виділяються на комп'ютеризацію виробництва та експлуатацію авіаційної техніки приносить запланований результат. Тому слід підвищувати загальний вигляд рівень математичної підготовки інженерів-систематехніків, шукати нові підходи до аналізу вихідних даних з використанням можливостей інформаційних технологій [2]. Найбільша кількість невирішених діагностичних та еволюційних задач визначається складністю аналізу властивостей сил по середньочастотній вібрації. Особливо це стосується сил швидкості проковзування [4]. При таких частотах порівняно такий же вклад дають періодичні, випадкові та ударні сили, а коливальна система має більшу кількість резонансів достатньо високої добротності. Складності аналізу середньочастотної вібрації обмежують можливості діагностики компактних машин великої питомої потужності таких, як авіаційні двигуни, в яких із-за недоступності к багатьом вуз-

лам для прямого вимірювання високочастотні вібрації, неможливо отримати діагностичну інформацію про початок розвитку дефектів. Останнім часом все більше використання знаходять метод синергетики в нелінійних системах різної природи за допомогою універсальних уяв та моделей [3].

Великі перспективи у вирішенні кількісного аналізу складних вібросигналів, які містять імпульсні компоненти, може дати використання методів вейвлет-аналізу сигналів. Дослідження останніх років доводять, що в складних нелінійних системах має місце масштабна інваріантність (фрактальність) просторових та часових властивостей [5]. Таке поняття про фрактальний характер подібних ефектів також пояснює підвищену увагу до вейвлет-аналізу часових рядів вимірів характеристик об'єкту [6].

Рушійною силою коливань в номінально-нерухомих з'єднаннях є сили контактної та дифракційної взаємодії в інтерфейсі. Як правило, при малих відносних переміщеннях в контактні реалізується режим „зчеплення-проковзування”, динамічна характеристика якого відповідає за деформаційні та фрикційні явища. Так, час відносного зчеплення характеризується мопеднім зміцненням, тангенціальною жорсткістю та деформацією. Час проковзування характеризує імпульсні зміни швидкості, розсіювання енергії, зношування.

Режими „зчеплення-проковзування” фрикційного осцилятора досліджувалися теоретично та експериментально з 30-х років минулого століття [7], і продовжуються до сьогодення часу [8, 9]. Однак, на даний момент існує тільки лише декілька робіт по використанню вейвлет-перетворення сигналів від об'єктів з тертям. В роботах [10, 11] вейвлет-аналіз використовувався для виявлення динамічних характеристик підсистеми, яка відповідає за процеси переходу від зчеплення до проковзування при великих амплітудах (1...6 мм) і малих частотах (0,3...2,5 Гц). А в роботі [12] автори використовували вейвлет-перетворення для пошуку присутності режиму „зчеплення-проковзування” в гранульованих середовищах. Досліджень вібраційних систем, які наближаються до умов фретин-

гу, з використанням вейвлет-аналізу не проводилось.

часовий процес $y(t)$ можна розкласти в ряд Фур'є, а саме представити сумою гармонічних коливань з частотами, які кратні $\omega = \frac{2\pi}{T}$:

$$y(t) = \sum_{n=-\infty}^{n=\infty} c_n \exp(in\omega t). \quad (2)$$

Коефіцієнт c_n визначається:

$$c_n = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} y(t) \exp(-in\omega t) dt. \quad (3)$$

Рівняння (2) і (3) уявляють собою пряме і зворотнє ПФ сигналу $y(t)$.

На практиці ряд Фур'є обмежується кількістю членів розкладання. Обмеження чисел членів ряду означає апроксимацію нескінченно мірного сигналу N -мірної системи базисних функцій спектру сигналу. Ряд Фур'є рівномірно сходиться до часового перебігу $y(t)$ по нормі (1):

$$\lim_{N \rightarrow \infty} \int_0^{2\pi} \left| y(t) - \sum_{n=-N}^N c_n \exp(in\omega t) \right|^2 dt = 0. \quad (4)$$

Таким чином, ряд Фур'є це розкладання сигналу $y(t)$ по базису простору $L^2(0, 2\pi)$ ортонормованих гармонічних функцій $\exp(in\omega t)$ зі зміною частоти, яка кратна частоті першої гармоніки. Якщо:

$$\sigma_n(t) = \exp(i\omega t), \quad n = \dots, -2, -1, \dots, 1, 2. \quad (5)$$

Подібно до того, як в основі ПФ лежить єдина функція $\sigma_n(t) = \exp(i\omega t)$, так і ВП будується на основі єдиної базисної функції $\psi(t)$, що має солітоноподібний характер і належить простору $L^2(R)$ – всій числовій вісі. Функціональні простори $L^2(0, 2\pi)$ для ПФ і $L^2(R)$ суттєво розрізняються. Так, локалізоване середнє значення кожної функції з $L^2(R)$ повинно прямувати до нуля на $\pm\infty$. Синусоїдальні хвилі не належить $L^2(R)$ і, відповідно, вони не можуть бути базисом функціонального простору $L^2(R)$. Вейвлетний базис простору $L^2(R)$ базується з фінітних функцій, які належать цьому простору і прямують до нуля на нескінченності. Чим швидше ці функції прямують до нуля, тим зручніше використовувати їх якості базису перетворення при аналізі реальних сигналів. Таким чином, функція $\psi(t)$ за границями деякого скінченного інтервалу дорівнює нулю. Неперервне на вісі R інтегральне ВП (continuous wavelet transform) функцій $y(t)$ має вигляд:

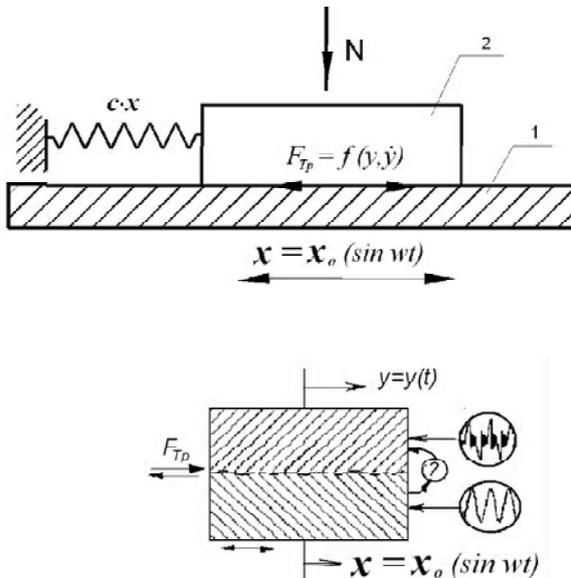


Рис. 1. Принципова схема взаємодії двох тіл при малих відносних переміщеннях (а) та динамічна система з сухим тертям

Перетворення Фур'є (ПФ)

На сьогодні основним інструментом аналізу реальних фізичних процесів є гармонічний аналіз, математичною основою якого є перетворення Фур'є. Перетворення Фур'є розкладає довільний процес на елементарні гармонічні коливання з різними частотами. Всі властивості і формули ґрунтуються на основі однієї базової комплексної функції $\exp(i\omega t)$ або двох дійсних тригонометричних $\sin(\omega t)$, $\cos(\omega t)$. Оператор оберненого ПФ співпадає з виразом для комплексно-спряженого оператора. Областю визначення ПФ є простір $L^2(0, 2\pi)$ квадратично інтегруючих функцій, а більшість фізичних явищ є функціями часу, які належать цьому простору. Якщо ці функції мають норму як кінцеве значення (1):

$$\int_0^{2\pi} |y(t)|^2 dt < \infty, \quad (1)$$

то інтеграл (1) сходиться і має кінцеву енергію. Тоді

$$w(a, b) = \int_{-\infty}^{\infty} y(t) \psi_{ab}^*(t) dt, \quad (6)$$

де $\psi_{ab}(t)$ – вейвлет-функція. Вона отримується від материнського вейвлету $\psi(t)$ розтягом по горизонталі в a раз, стисканням по вертикалі в \sqrt{a} раз та зсувом по вісі часу на відрізок b (* – операція комплексного спряження):

$$\psi_{ab}(t) = \frac{1}{\sqrt{|a|}} \cdot \psi_0\left(\frac{t-b}{a}\right). \quad (7)$$

Рівняння (6) нібито вимірює „схожість” сигналу, що досліджується і базовою функцією (7). Двох параметрична функція $\psi(a, b)$ дає інформацію про зміни відносного вкладу компонент різного масштабу в часі й називається спектром коефіцієнтів ВП. Отримавши вейвлет-спектр, можна розрахувати повну енергію сигналу:

$$E_y = \int y^2(t) dt = \iint \psi^2(a, b) \frac{da db}{a^2} \quad (8)$$

і глобальний спектр енергії, який дасть розподілення повної енергії по масштабах (скейлограму ВП):

$$E_{\psi}(a) = \int \psi^2(a, b) db.$$

Головним елементом у ВП є функція-вейвлет. Найбільш розповсюджений та інформативний для аналізу віброграм з особливостями від систем з сухим тертям є вейвлет Морле (Morlet) [14].

$$\psi_0(t) = e^{ik_0 t} \cdot e^{-\frac{t^2}{2\sigma}}, \quad (9)$$

де $\psi_0(t)$ – материнський або базисний вейвлет;
 k_0 – хвильовий параметр, в даному випадку $k_0 = 6$;
 σ – параметр масштабу, який впливає на ширину віка.
 Фактично він отриманий добутком комплексного синуса на функцію Гауса $g(t) = e^{-\alpha t^2}$ (рис. 2).

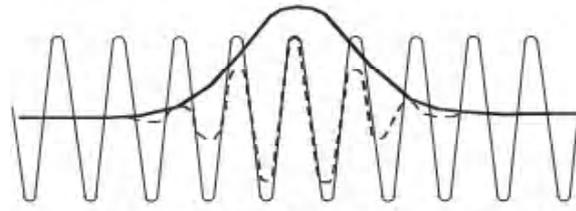


Рис. 2. Вейвлет-функція Морле (штрихова лінія)

Хвильовий параметр k_0 при його зростанні підвищує куту вибірковість базису, але погіршує просторову. Таким чином, за допомогою вейвлет-аналізу реально часового сигналу отримуємо деяку функцію $\psi_{a,b}(t)$, яка залежить від двох параметрів: від конкретного моменту часу b та від частоти a (обернено пропорційно). Для кожної пари параметрів масштабу a і зсуву b алгоритм ВП наступний:

1. Вираховуємо згортку сигналу з материнським вейвлетом на всій часовій вісі.

2. Функцію вейвлет розтягують в a раз по горизонталі і в $\frac{1}{a}$ по вертикалі.

3. Вейвлет зсувається в конкретну точку b .

В результаті спектр ВП одномірного сигналу уявляє собою поверхню в трьохмірному просторі. Для наочності на площині (a, b) використовується різнобарвна картина. Так по осі абсцис відкладається час, по осі ординат – частота чи в логарифмічних координатах $\log \frac{1}{a}$, а абсолютне значення ВП для конкретної пари (a, b) визначається інтенсивністю забарвлення. В подальших представленнях область максимуму має світлий колір, мінімум – темний.

Вейвлет-перетворення часових рядів

Для визначення якісної картини коливань при малих вібраціях був проведений чисельний експеримент за допомогою розробленої динамічної моделі тертя (рис. 1) [4]. Досліджувалися дві амплітуди вимушуючих коливань основи 5, 10 мікрометрів з частотою 50 Гц і законом тертя Амонтона-Кулона. На рис. 3, 4 показані осцилограми переміщень тіл та їх відносної швидкості. Перетворення Фур'є показало основну частоту коливань 50 Гц і наступні гармоніки через кожні 100 Гц. Відмітимо, що картина для двох часто мало відрізняються одна від одної.

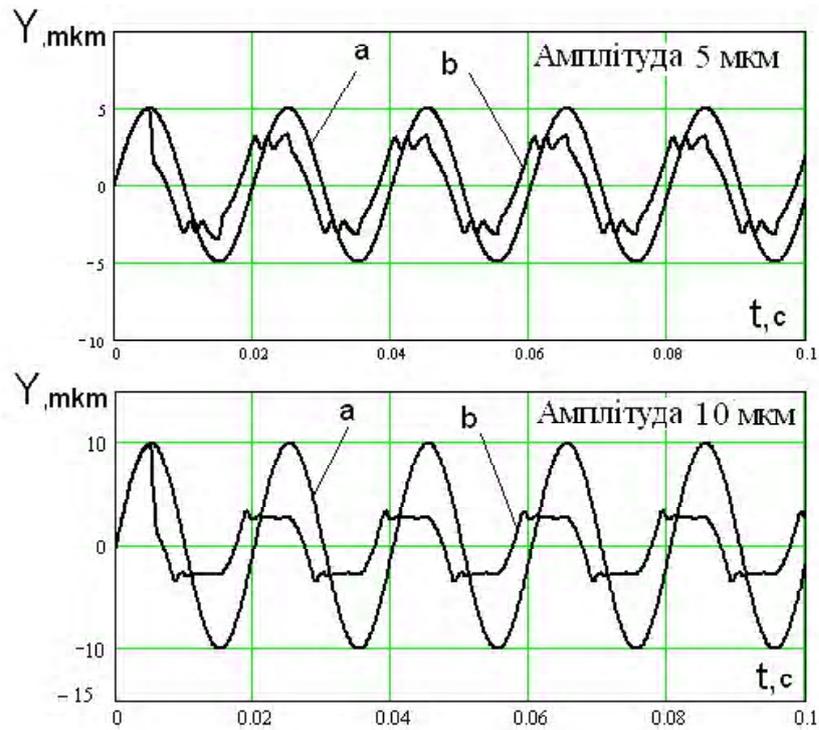


Рис. 3. Осцилограми переміщень основи (а) з амплітудою 5 мкм, 10 мкм та відповідних коливань тіла (b), коливання якого досліджуються

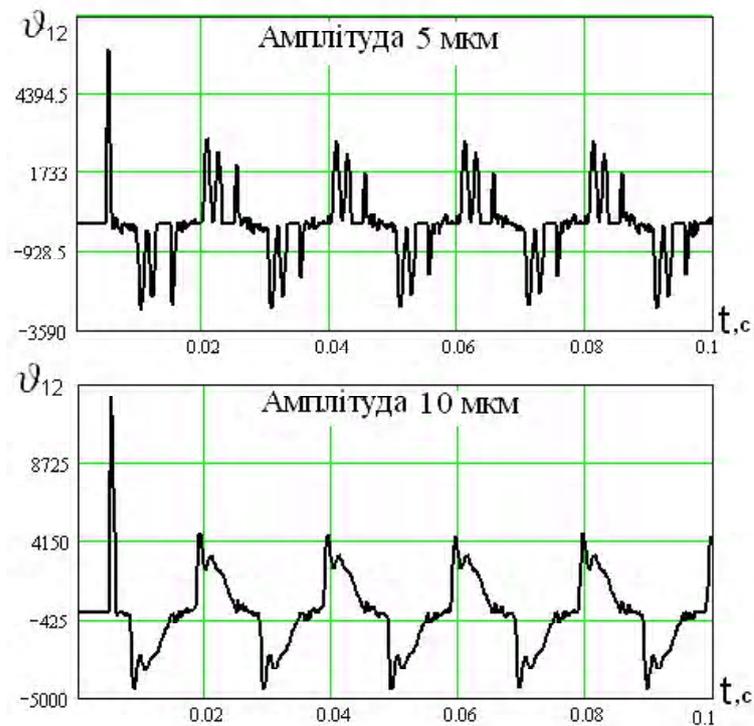


Рис. 4. Часовий перебіг різниці швидкостей двох тіл при амплітуді коливань основи 5 мкм та 10 мкм

На рис. 6 представлено ВП в трьохвимірному вигляді. Показано розподіл амплітуд не тільки в масштабі частот, а й в часі.

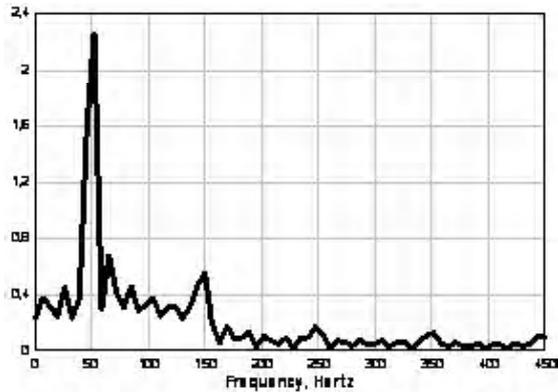


Рис. 6. Просторовий результат ВП при вимушующих коливаннях основи 5 мкм

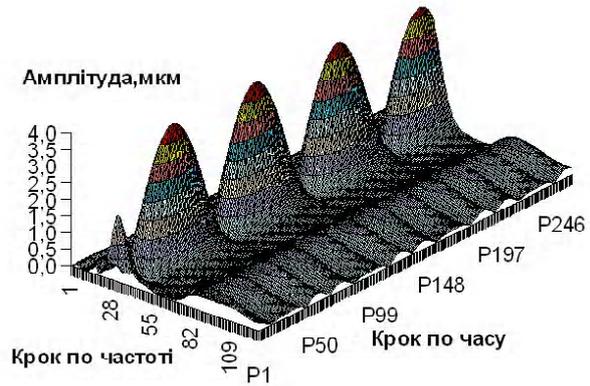


Рис. 5. Перетворення Фур'є для коливань з амплітудами 5 і 10 мкм

Для гармонічних коливань ВП показано на рис. 7. Однаковий рівень ряду темних та світлих плям вказує на періодичний характер сигналу, а в області 50 Гц представляє регулярну систему плям, що повторюють значення максимуму та мінімуму поля $\omega(a, b)$ і що відповідає максимуму та мінімуму сигналу. Границя переходу від однієї плями до іншої співпадає з положенням нуля $y(t)$.

Вейвлет-аналіз вібропереміщень та віброшвидкостей при різних вимушующих амплітудних коливань показує існування цілого ряду гармонік на рівнях меншого масштабу, тобто більшої частоти. Основною відмінністю цих картин, є те що менші амплітуди коливань, характеризуються більш складною будовою в нижній області діаграми. Після проходження першої гармоніки нижче виникають амплітуди більшої частоти, чим минулі.

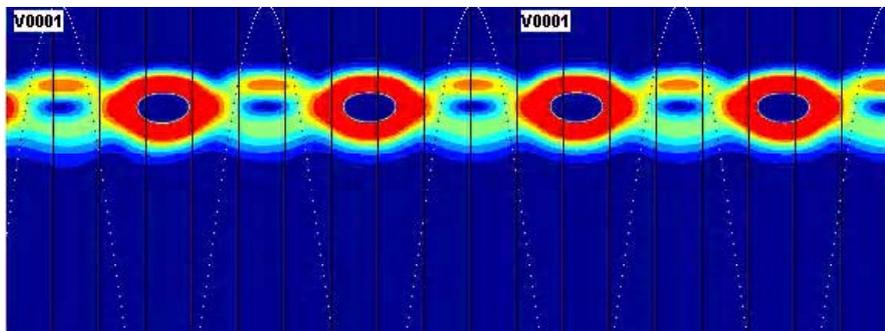


Рис. 7. Вейвлет-аналіз синусоїдального сигналу коливань основи

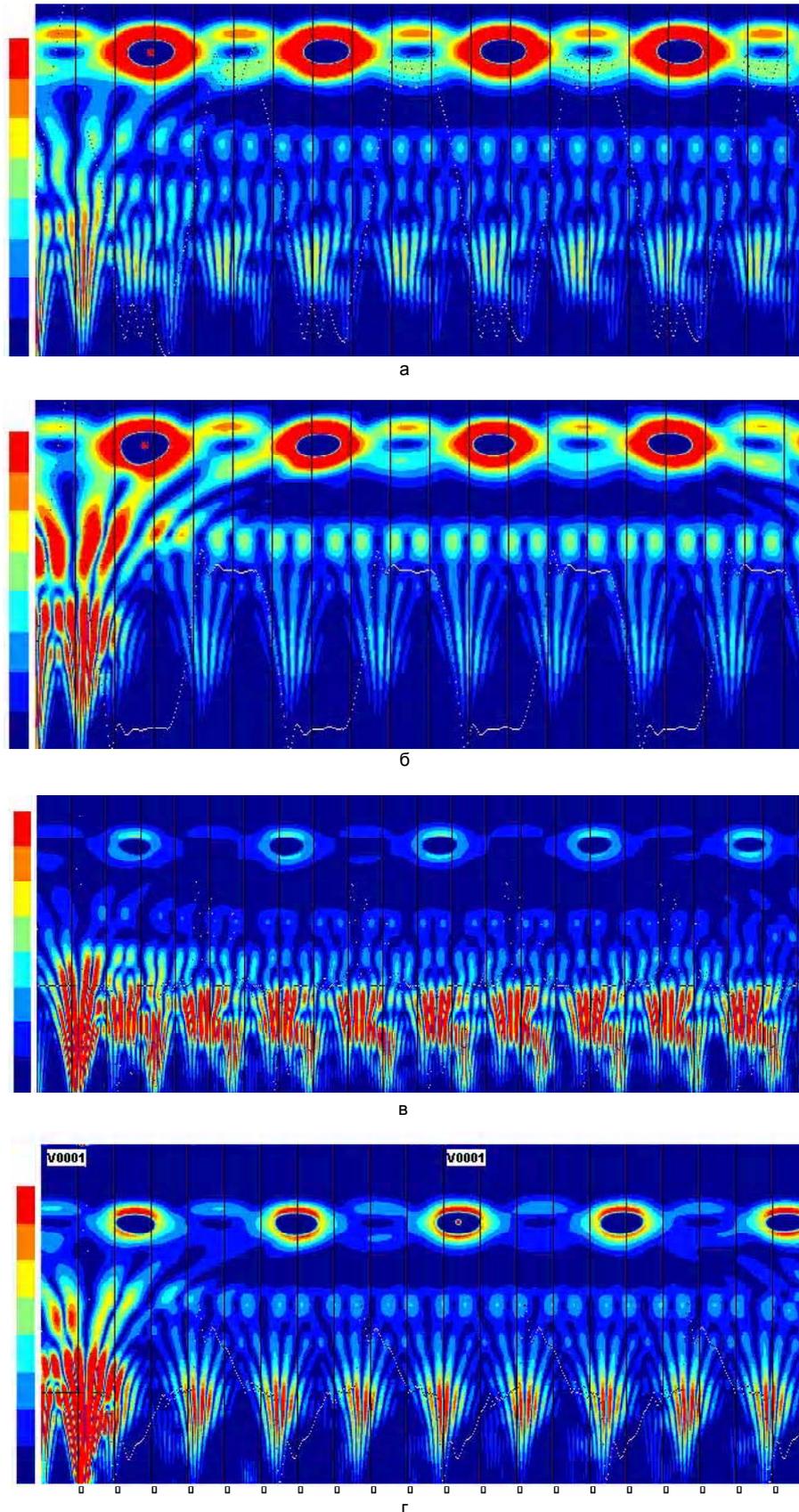


Рис. 8. Вейвлет-анализ микро перемещений при колебании основы с амплитудой 5 мкм (а) і 10 мкм (б). Вейвлет – аналіз швидкостей при проковзуванні тіл при колебании основы с амплитудой 5 мкм (в) і 10 мкм (г)

Ці коливання мають значний вертикальний розмір, який відповідає періоду коливань, а також вони є другими по амплітуді після першої гармоніки. Для $A = 10$ мкм спаду амплітуда не спостерігається і всі інтенсивності амплітуди коливань падають рівномірно (рис. 8 а, б). Швидкості при $A = 5$ мкм менш структуровані і відрізняються відносно довгими автоколиваннями. Всі наведені картини дають відповідний механізм розподілення та розсіювання енергії в часі. При менших амплітудах коливань розсіювання є більш виразним (рис. 8, в), що пояснюється існуванням режиму “зчеплення-проковзування”, “спалахами” відносно швидкості. Зрозуміло, що детальний аналіз часових рядів за допомогою ВП потребує більш детального розгляду і є матеріалом окремої статті.

Список літератури

1. Дубровин В.И., Субботин С.А., Богуслаев А.В., Яценко В.К. Интеллектуальные средства диагностики и прогнозирования надежности авиадвигателей: Монография. – Запорожье: ОАО “Мотор Сич”, 2003. – 279 с.
2. Богуслаев А.В., Дубровин В.И., Набока И.А. Современные информационные технологии в авиадвигателестроении// Вестник двигателестроения. – Запорожье. –2004. – №4. – С. 18-22.
3. Шакевский А.А. Безопасное усталостное разрушение элементов авиаконструкций. Синергетика в инженерных приложениях. – Монография. – 2004. – 803 с.
4. Шалапко Ю.І. Вплив Штрибек ефекту на нелінійний осцилятор з сухим тертям при кінематичному збудженні//Вісник Технологічного університету-2005. – №1, С. 35-43.
5. Хасанов М.М. Фрактальные характеристики объектов управления// Автоматика и механика. – 1993. – №2. – С. 59-67.
6. Дремин И.Л. и др. Вейвлеты и их использование// Успехи физики наук: 2001 – №5. – т. 171. – С. 456-501.
7. Den Hartog J.P. Forced vibration with combined Coulomb and viscous damping//Transaction of the American Society of Mechanical Engineering. – 1930. – V/53. – p. 107-115.
8. Shaw S.W. On the dynamic response of a system with dry friction// Journal of Sound and Vibration. – 1986 – V. 102. – №2. – p. 305-325.
9. M.G. Rozman, M. Urbakh, J. Klafter // Stick-slip dynamics of interfacial friction – Physica A 249 (1998) 184-189.
10. Liang, J.-W. and Feeny, B. F., 1995, “Wavelet Analysis of Stick-Slip in an Oscillator with Dry Friction”, Proceedings of the ASME Conference, Friction Damping and Friction-Induced Vibration Symposium, De-Vol. 84-1, Vol.3, Part A, Boston, MA.
11. Liang, J.-W. and Feeny, B. F., Wavelet analysis of stick-slip signals in oscillators with dry-friction contact//Journal of Vibration and Acoustics 127 (2) 139-143 (2005).
12. Jalali P, Polashenski W, Tynjala T, Zamankhan P, 2002, “Particle Interactions in a Dense Monosized Granular Flow” Physica D 162 (3-4): 188-207.
13. Grossman A, Morlet J “Decomposition of functions into wavelets of constant shape, and related transforms”, in Mathematics+Physics, Lectures on Recent Results Vol. 1 (Ed. L Streit) (Singapore: World Scientific, 1985).
14. Morlet, J., G. Arens, E. Fourgeau, and D. Giard, Wave propagation and sampling theory, 1, Complex signal and scattering in multilayered media, Geophysics, 47(2), 203-221, 1982a.

Надійшла до редакції 17.04.2006 р.

Аннотация: В работе исследуют возможности математической обработки временных рядов с помощью вейвлет-преобразования. В отличие от традиционного Фурье-анализа, предложенный метод дает возможность рассматривать масштабно-инвариантную динамику нестационарных процессов, например, диагностировать номинально-неподвижные соединения, уплотнения, демпферы и изоляторы в авиационной технике.

Abstract: In this work the possibilities of mathematical data-processing of time series are explored by means the wavelet-analysis. On a difference from traditional Fourier-analysis, the offered method enables to consider the scale-invariant dynamics of non-stationary processes, for example, to diagnose nominal-fixed joints, seal, dampers and insulators in an aviation technique.

УДК 621.785

И. Л. Гликсон, Г. В. Пухальская

ОЦЕНКА НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ЛОПАТОК С ИМИТАЦИЕЙ ПОВРЕЖДЕНИЙ НА ВХОДНЫХ КРОМКАХ

Аннотация: Представлено напряженно-деформированное состояние лопатки компрессора с имитацией повреждений на входной кромке в виде клиновых надрезов в различных сечениях пера от 27,6 до 57 мм от подошвы хвостовика.

Ресурс и надежность газотурбинного двигателя (ГТД) в основном определяется работоспособностью лопаток компрессора, изготовленных из титановых сплавов, весьма чувствительных к технологическим и эксплуатационным концентраторам напряжений.

Лопатки компрессора вертолетного двигателя в процессе эксплуатации постоянно соударяются с инородными телами (песок, пыль, град и др.), что приводит к образованию эрозионных повреждений на поверхности корыта и входной кромки пера лопаток.

При контроле собственных частот колебаний лопаток, а также для устранения мелких царапин применяется ручное полирование различных участков пера, что сопровождается образованием технологических микродефектов (рисок).

Автор работы [1] предлагает при проектировании лопаток для учета забоин, вмятин и эрозионных повреждений на входной кромке лопаток увеличить ее радиус. Максимальное снижение предела выносливости наблюдается, когда величина глубины повреждения приближается к величине радиуса кромки лопатки. Представлен расчет напряженно-деформированного состояния (НДС) объемной математической модели лопатки с забоиной с помощью метода конечных элементов и установлены допустимые величины забоин на рабочих лопатках компрессора из алюминиевого сплава ВД-17.

В работе [2] представлена конечно-элементная модель лопатки с единичными и групповыми повреждениями ($R0,1$; $R0,25$; $R0,5$) (имитация эрозионных "каверн") на корыте (у входной кромки).

При исследовании парных повреждений ("каверн") на поверхности корыта лопатки [2] показано, что максимальные напряжения увеличиваются в 4,25 раза ($R0,25$) в сечении на расстоянии 27,6 мм от подошвы хвостовика. Установлена зависимость величины максимальных относительных напряжений от параметров повреждений и их количества.

Целью работы являлось определение влияния параметров и количества повреждений, имитиру-

ющих "надрезы" на входной кромке, на напряженно-деформированное состояние лопатки I ступ. компрессора вертолетного двиг. ТВ3-117В.

Имитация повреждений выполнена на поверхности входной кромки в виде клиновых надрезов в различных сечениях пера лопатки. Причем анализировали как единичные (только в одном сечении), так и групповые (в нескольких сечениях одновременно) повреждения на виртуальной модели рабочей лопатки.

Параметры надрезов на входной кромке лопатки ($\alpha = 60^\circ$; глубина $h = 0,10$; $0,25$; $1,0$; $2,0$ мм; радиус впадины надреза $R0,05$; $R0,10$; $R0,25$; $R1,0$) представлены на рис. 1.

Для разработки конечно-элементной модели путем генерации сетки конечных элементов с помощью препроцессора автоматической разбивки ANSYS был принят имеющий форму тетраэдра элемент SOLID 95. Выбранный элемент может иметь любую пространственную ориентацию; является элементом второго порядка и определяет-

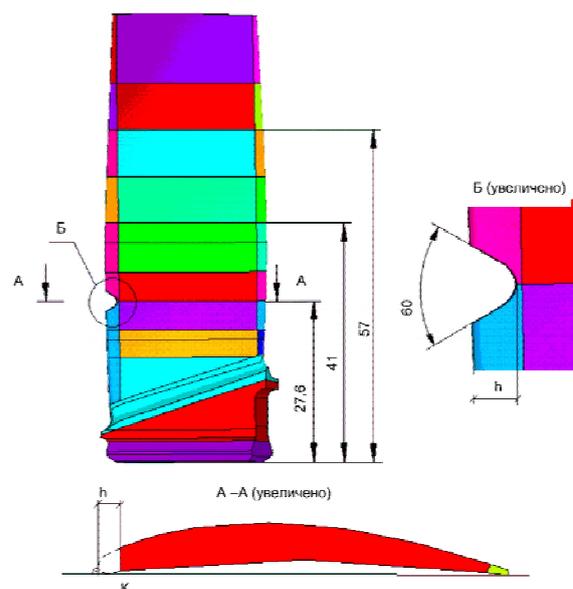


Рис. 1. Геометрическая модель лопатки

ся двадцатью узлами, каждый из которых имеет три степени свободы.

Величины эквивалентных напряжений (далее – напряжений) на поверхности пера лопатки определяли по формуле:

$$\sigma_{\text{экв}} = \left\{ \frac{1}{2} \left[(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6 \cdot (\sigma_{xy}^2 + \sigma_{yz}^2 + \sigma_{xz}^2) \right] \right\}^{\frac{1}{2}} .$$

Относительные напряжения в точках профиля пера лопатки определяли по формуле:

$$\sigma_{li} = \frac{\sigma_i}{\sigma} .$$

где σ_i – эквивалентные напряжения в точке i -го сечения лопатки;

σ – напряжения в точке В сечения на расстоя-

нии 27,6 мм от подошвы хвостовика лопатки (рис. 2).

Конечно-элементные модели лопатки в зависимости от параметров и количества надрезов содержат от 70 до 110 тысяч элементов и от 120 до 170 тысяч узлов (рис. 3).

На рисунках 4, 5 приведены схемы распределения относительных напряжений в характерных точках профиля пера А, В, С при имитации единичных повреждений входной кромки пера на расстоянии 27,6 мм от подошвы хвостовика и групповых повреждений в различных сечениях; значения эквивалентных напряжений представлены в таблицах 1, 2.

Изменение величины максимальных напряжений в зависимости от параметров единичных повреждений приведено на рис. 6.

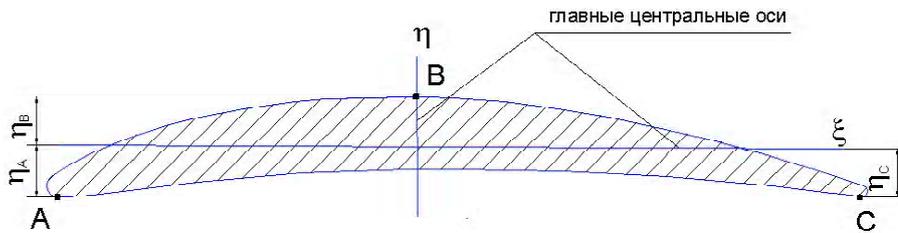


Рис. 2. Расположение точек А, В, С в сечении пера лопатки

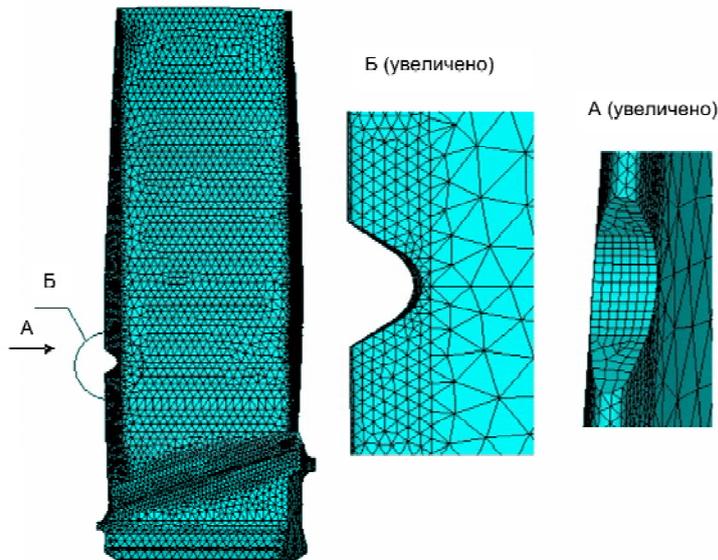


Рис. 3. Эскиз конечно-элементной модели лопатки

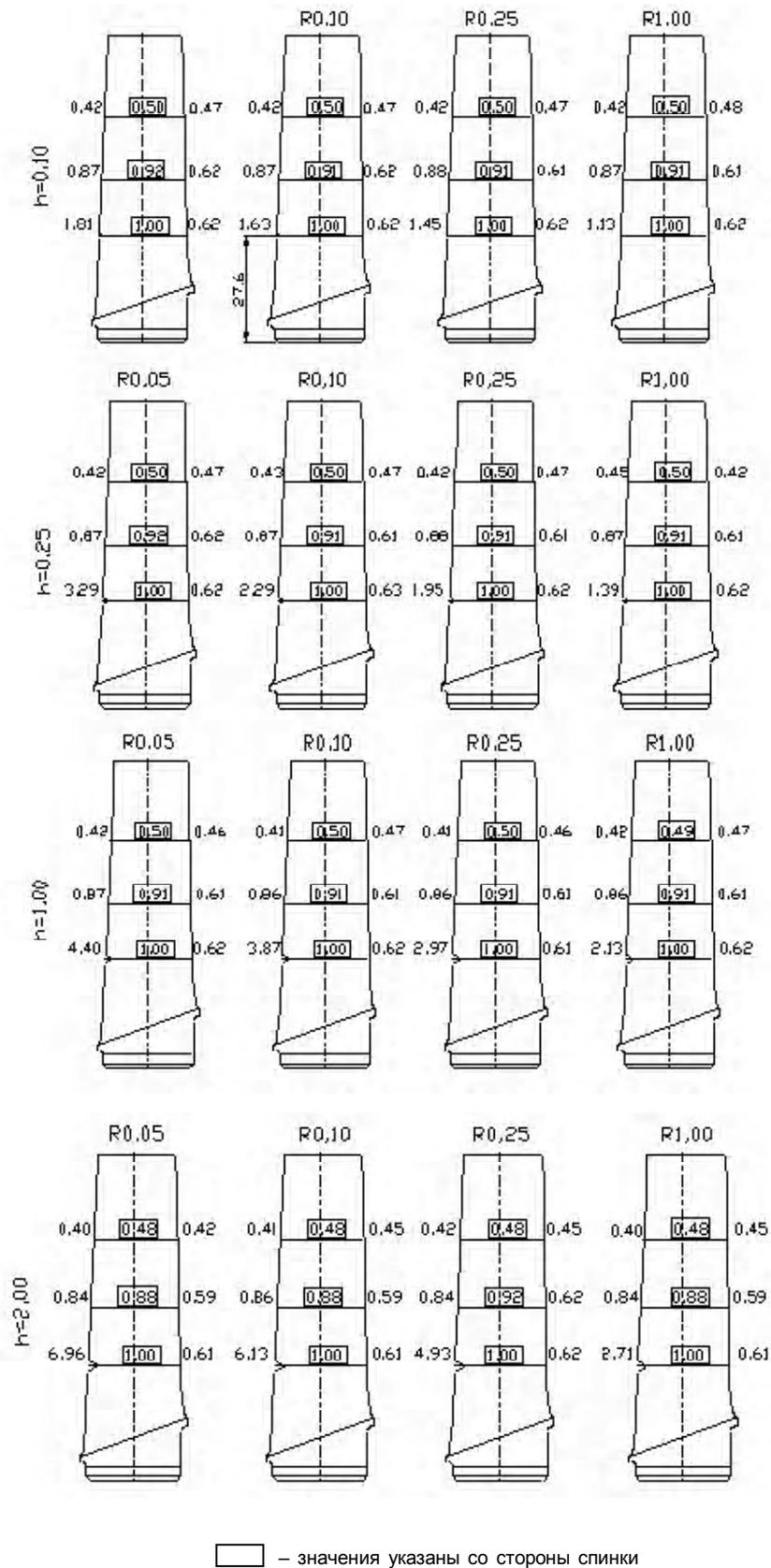


Рис. 4. Схема распределения относительных напряжений в характерных точках профиля пера А, В, С (см. рис. 2) при имитации повреждений входной кромки пера на расстоянии 27,6 мм от подошвы хвостовика (вид со стороны корыта)

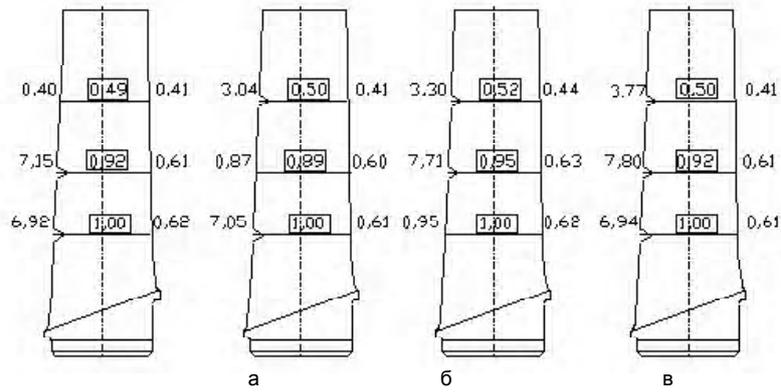


Рис. 5. Схема распределения относительных напряжений в характерных точках профиля пера А, В, С (см. рис. 2) при имитации групповых повреждений (R0,05 и глубиной 2,0 мм) входной кромки пера на расстоянии L от подошвы хвостовика (вид со стороны корыта): а – L = 27,6 мм и L = 41 мм; б – L = 27,6 мм и L = 57 мм; в – L = 41 мм и L = 57 мм; г – L = 27,6 мм; L = 41 мм и L = 57 мм

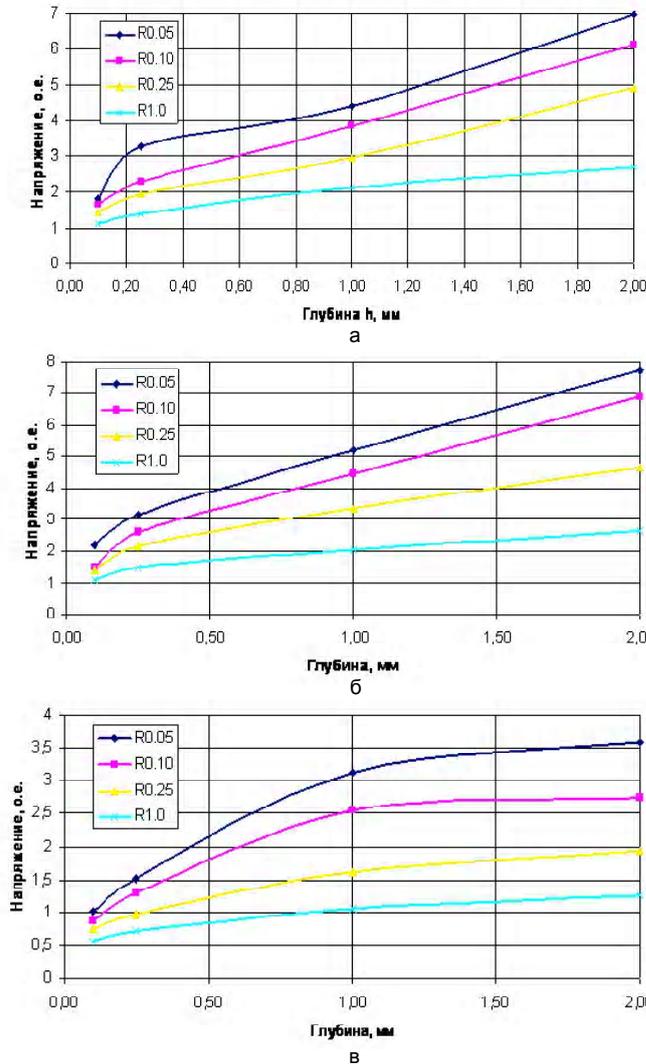


Рис. 6. Величины максимальных напряжений в точке А (т. К) в зависимости от параметров повреждения (глубины и радиуса): а – повреждение на расстоянии 27,6 мм от подошвы хвостовика
 б – повреждение на расстоянии 41 мм от подошвы хвостовика
 в – повреждение на расстоянии 57 мм от подошвы хвостовика

Примечание: 1. В сечениях с повреждениями напряжения указаны в точке К; 2. За "1" о.е. принята величина напряжений в точке В сечения на расстоянии 27,6 мм от подошвы хвостовика

Таблица 1 – Эквивалентные напряжения на пере лопатки (единичные повреждения – надрез)

Координаты сечений с повреждением, мм	Параметры повреждения, мм		Координаты сечений, мм		
	глубина	радиус	27,6	41	57
27,6	0,10	0,05	1,81*	0,87	0,42
		0,10	1,63*	0,87	0,42
		0,25	1,45*	0,88	0,42
		1,00	1,13*	0,87	0,42
	0,25	0,05	3,29*	0,87	0,42
		0,10	2,29*	0,87	0,43
		0,25	1,95*	0,88	0,42
		1,00	1,39*	0,87	0,45
	1,00	0,05	4,40*	0,87	0,42
		0,10	3,87*	0,86	0,41
		0,25	2,97*	0,86	0,41
		1,00	2,13*	0,86	0,42
	2,00	0,05	6,96*	0,84	0,40
		0,10	6,13*	0,86	0,40
		0,25	4,93*	0,84	0,42
		1,00	2,71*	0,84	0,40
41	0,10	0,05	0,95	2,20*	0,42
		0,10	0,95	1,48*	0,42
		0,25	0,95	1,41*	0,42
		1,00	0,95	1,11*	0,42
	0,25	0,05	0,95	3,13*	0,42
		0,10	0,96	2,58*	0,43
		0,25	0,96	2,15*	0,42
		1,00	0,95	1,49*	0,42
	1,00	0,05	0,95	5,18*	0,42
		0,10	0,95	4,44*	0,42
		0,25	0,95	3,34*	0,42
		1,00	0,95	2,04*	0,42
	2,00	0,05	0,95	7,71*	0,43
		0,10	0,95	6,90*	0,43
		0,25	0,95	4,64*	0,43
		1,00	0,95	2,63*	0,43
57	0,10	0,05	0,96	0,87	1,02*
		0,10	0,96	0,87	0,88*
		0,25	0,96	0,87	0,76*
		1,00	0,96	0,87	0,56*
	0,25	0,05	0,96	0,87	1,51*
		0,10	0,96	0,87	1,30*
		0,25	0,96	0,87	0,98*
		1,00	0,95	0,87	0,72*
	1,00	0,05	0,96	0,87	3,13*
		0,10	0,96	0,87	2,55*
		0,25	0,96	0,87	1,62*
		1,00	0,95	0,87	1,05*
	2,00	0,05	0,96	0,87	2,59*
		0,10	0,96	0,87	2,74*
		0,25	0,96	0,87	1,94*
		1,00	0,96	0,87	1,26*

Примечание: 1. указаны напряжения в точке А (за "1" принята величина напряжений в точке В сечения на расстоянии 27,6 мм от подошвы хвостовика); 2.*точка А – отсутствует, указаны напряжения в т. К (см. рис. 1).

Таблица 2 – Эквивалентные напряжения на пере лопатки (групповые повреждения)

Координаты сечений с повреждением, мм	Параметры повреждения, мм		Координаты сечений, мм		
	R	h	27,6	41	57
27,6 и 41	0,05	0,50	4,10*	3,87	0,42
	0,10	0,25	1,95*	0,88	0,42
	0,10	0,50	2,60*	2,81*	0,42
	0,25	0,05	4,40*	0,87	0,42
	0,25	2,00	4,92*	4,52*	0,42
	0,05	2,00	6,92*	7,15*	0,40
27,6; 41 и 57	0,05	0,05	4,08*	4,13*	1,99*
	0,10	0,25	2,21*	2,94*	1,53*
	0,10	0,50	3,27*	4,01*	1,96*
	0,25	0,50	2,60*	2,82*	1,37
	0,25	2,00	4,92*	4,69*	1,96*
	0,05	2,00	6,94*	7,80*	3,77*
27,6; 41 и 57	0,05	2,00	7,05*	0,87*	3,04*
41 и 57	0,05	2,00	0,95*	7,71*	3,30*

Как видно из рис. 6 и табл. 1, наибольшие значения максимальных напряжений отмечены при повреждении входной кромки радиусами R0,05 мм и глубиной $h = 2,0$ мм, т.е. при минимальном радиусе и максимальной глубине повреждения и составляют:

- 6,96 о.е. – при повреждении на расстоянии 27,6 мм от подошвы хвостовика;
- 7,71 о.е. – при повреждении на расстоянии 41 мм от подошвы хвостовика;
- 3,59 о.е. – при повреждении на расстоянии 57 мм от подошвы хвостовика.

При выполнении групповых повреждений в 3-х исследуемых сечениях радиусом R0,05 и глубиной $h = 2,0$ мм максимальные напряжения – 7,80 о.е. – отмечены в зоне повреждения на расстоянии 41 мм от подошвы хвостовика (табл. 2 и рис. 5).

Сравнение величины максимальных напряжений, при имитации единичных (табл. 1) и групповых (табл. 2) повреждений входной кромки показало, что величина максимальных напряжений не существенно зависит от количества повреждений.

Таким образом на основании результатов модального анализа можно сделать следующие выводы:

- максимальные напряжения в исходной лопатке (без повреждений) расположены в точке В сечения на расстоянии 27,6 мм от подошвы хвостовика;
- при единичных повреждениях входной кромки максимальные напряжения отмечаются в зоне

повреждений, расположенных в сечениях 27,6 и 41 мм от подошвы хвостовика.

При этом величина напряжений на спинке и выходной кромке не изменяется по сравнению с величиной напряжений в исходной лопатке.

В зависимости от параметров повреждений (радиус и глубина) величина максимальных напряжений изменяется от 1,0 до 7,8 о.е. Чем меньше радиус и больше глубина повреждения, тем выше уровень напряжений.

Величина максимальных напряжений на пере лопатки практически не зависит ($\pm 6\%$) от количества повреждений (от 1 до 3 на лопатке).

При выполнении групповых повреждений радиусом R0,02 в 3-х исследуемых сечениях (27,6; 41 и 57 мм от подошвы хвостовика) максимальные напряжения – 2,17 о.е. – отмечены в зоне повреждения на расстоянии 41 мм от подошвы хвостовика (табл. 4).

Для сравнения была выполнена оценка влияния повреждений в форме выкружек (R0,02; R0,05; R0,10) на входной кромке в различных сечениях пера лопатки (рис. 7).

Результаты расчетов эквивалентных напряжений представлены в табл. 3 и 4.

При выполнении единичных повреждений радиусом R0,02 отмечены максимальные напряжения – 2,09 о.е. – в сечении на расстоянии 41 мм от подошвы хвостовика (табл. 3).

Таблица 3 – Эквивалентные напряжения на пере лопатки (единичные повреждения в виде выкружек)

Коорд. сеч., мм	Размер повреждений, мм	Лопатка без повреждений	Координаты сечений с повреждениями, мм		
			27,6	41	57
27,6	0,02	0,95	2,07*	0,95	0,95
	0,05		1,93*	0,95	0,95
	0,10		1,97*	0,95	0,95
41	0,02	0,88	0,88	2,09*	0,87
	0,05		0,88	1,89*	0,87
	0,10		0,88	1,94*	0,87
57	0,02	0,41	0,41	0,41	1,08*
	0,05		0,41	0,41	0,99*
	0,10		0,41	0,41	0,99*

Примечание: 1. указаны напряжения в точке А; (за "1" принята величина напряжений в точке В сечения на расстоянии 27,6 мм от подошвы хвостовика); 2. * точка А – отсутствует, указаны напряжения в т. К (см. рис. 7).

Таблица 4 – Эквивалентные напряжения на пере лопатки (групповые повреждения в виде выкружек)

Коорд. сеч., мм	Размер повреждений, мм	Лопатка без повреждений	Координаты сечений с повреждениями, мм			
			27,6 и 41	27,6 и 57	41 и 57	27,6;41; 57
27,6	0,02	0,95	2,07*	2,07*	0,95	2,07*
	0,05		1,84*	1,93*	0,95	1,87*
	0,10		1,97*	1,97*	0,95	1,97*
41	0,02	0,88	2,14*	0,87	2,00*	2,17*
	0,05		1,96*	0,87	1,96*	1,97*
	0,10		1,87*	0,87	1,91*	1,90*
57	0,02	0,41	0,42	1,04*	1,07*	1,03*
	0,05		0,42	0,99*	0,99*	0,97*
	0,10		0,42	0,97*	0,99*	0,96*

Примечание: 1. указаны напряжения в точке А; (за "1" принята величина напряжений в точке В сечения на расстоянии 27,6 мм от подошвы хвостовика); 2. * точка А – отсутствует, указаны напряжения в т. К (см. рис. 7) с повреждением входной кромки

Изменение величины максимальных напряжений в зависимости от параметров повреждения приведено на рис. 8.

Как видно из рис. 8, наибольшие значения максимальных напряжений отмечены при повреждении входной кромки в виде выкружки радиусом R0,02 мм.

Сравнение величины максимальных напряжений, при имитации единичных (см. табл. 3) и групповых (см. табл. 4) повреждений входной кромки показало, что величина максимальных напряжений не существенно зависит от количества повреждений.

Величина максимальных напряжений в зоне повреждений примерно в 2 раза выше, чем в исходной лопатке.

Размер повреждений (0,02; 0,05; 0,10 мм) не оказывает существенного влияния на величину максимальных напряжений.

Величина максимальных напряжений на пере лопатки не зависит от количества повреждений (от 1 до 3 на лопатке).

Таким образом, сравнительный анализ показал (табл. 1 и табл. 3), что повреждения в виде выкружек (R0,1) создают большую концентрацию напряжений по сравнению с надрезами (R0,1 и h0,1): эквивалентные напряжения в сечении 27,6 мм от подошвы хвостовика равны 1,97* (табл. 3) и 1,63* соответственно.

При этом, резко повышается уровень эквивалентных напряжений при увеличении глубины надреза (R0,1 при глубине 2 мм уровень эквивалентных напряжений равен 6,13*.

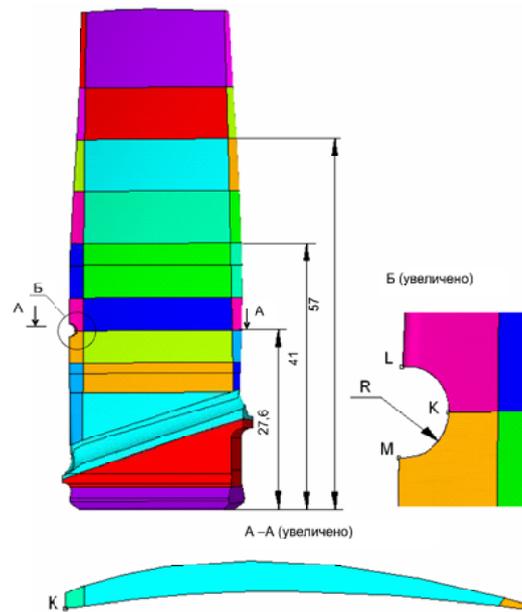


Рис. 7. Геометрическая модель лопатки с повреждением входной кромки

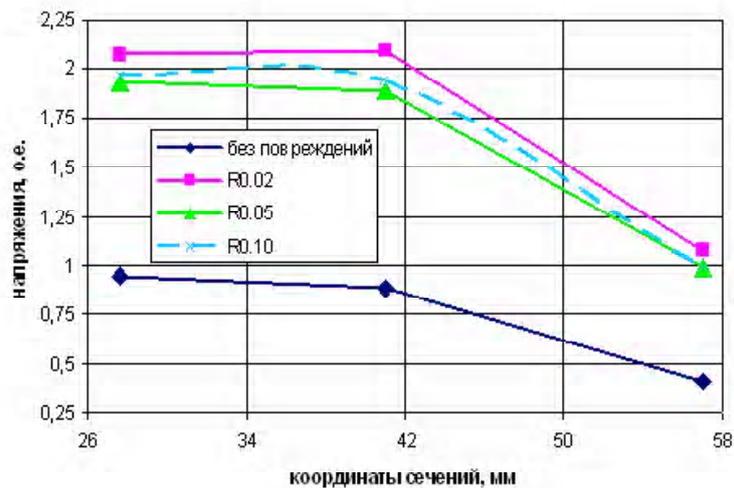


Рис. 8. Величины максимальных напряжений в точке А (т. К) в зависимости от параметров повреждения (координаты и радиуса)

Примечание: 1. В сечениях с повреждениями напряжения указаны в точке К; 2. За "1" о.е. принята величина напряжений в точке В сечения на расстоянии 27,6 мм от подошвы хвостовика

Список литературы

1. Михайлов А.Л. Проектирование и вибродиагностика деталей ГТД на основе исследования объемного напряженно-деформированного состояния. – Рыбинск: РГАТА, 2005. – 216с.
2. Гликсон И.Л., Пухальская Г.В. Напряженно-

деформированное состояние лопатки компрессора с эрозийными повреждениями // Вестник двигателестроения, 2005. – №3. – С. 70-78.

Поступила в редакцию 25.01.2006 г.

Анотація: Представлено напружено-деформований стан лопатки компресора з імітацією пошкоджень на вхідній кромці у вигляді клинових надрізів в різних перерізах пера від 27,6 до 57 мм від подошви хвостовика.

Abstract: Presented is strained-deformed state of the compressor blade from 27.6 to 57 mm from the blade root.

УДК 532.6

С. Б. Резник, В. И. Яишников, С. А. Хомылев, Е. Л. Пика, С. В. Ершов

ОПЫТ МОДЕРНИЗАЦИИ РАБОЧЕЙ ЛОПАТКИ ВЫСОКОПЕРЕПАДНОЙ ТУРБИНЫ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ РАСЧЕТНОГО И ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОГО МЕТОДОВ

Аннотация: Рассмотрена задача аэродинамического усовершенствования профиля сечения рабочей лопатки высокоперепадной турбины высокого давления авиационного двигателя с использованием современных методов расчета двумерного течения вязкого сжимаемого газа и экспериментального подтверждения результатов.

Введение

Основные тенденции в современном авиадвигателестроении такие, как снижение себестоимости изготовления, стоимости обслуживания, веса конструкции, обуславливают применение при модернизации или проектировании нового изделия аэродинамически высоконагруженных узлов. Таким способом можно добиться снижения количества лопаток в компрессоре и турбине, а в ряде случаев и целых ступеней.

Высокоперепадные ступени турбины предполагают использование транс- и сверхзвуковых профилей как сопловых, так и рабочих лопаток. Как правило, течение в таких решетках имеет довольно сложный характер, обусловленный наличием больших градиентов термодинамических параметров, скачков уплотнения и волн разрежения, взаимодействующих между собой, с пограничным слоем, кромочным следом. Прямое исследование экспериментальным путем указанных явлений наряду с большими трудозатратами имеет ограниченные возможности и, зачастую, затруднено методологически. Это делает невозможным широкое применение физического эксперимента и требует привлечения альтернативных современных численных методов исследований.

Ниже показано, что использование надежных расчетных методов при исследовании характеристик решеток профилей позволяет определить параметры потока газа в решетке с требуемой точностью, значительно уменьшить время проектирования и сократить число, а в ряде случаев и отказаться от дорогостоящих экспериментов по продувке плоских решеток.

Расчетный метод

Среди основных требований к расчетным методикам следует выделить возможность адекватно моделировать как физические свойства рабочего тела (сжимаемость, вязкость и др.), так и явления, происходящие в потоке данного рабочего тела (скачки уплотнения, проявление турбулентности, отрывы потока и др.) и вызываемые этими явлени-

ями локальное и интегральное изменение параметров потока. В настоящее время этим требованиям в значительной степени удовлетворяют методы расчета, построенные на решении осредненных по Рейнольдсу уравнений Навье-Стокса с привлечением полуэмпирических моделей турбулентности [1].

В настоящей работе использовалась указанная модель двумерного течения, реализованная в программном комплексе *FlowER* [2], используемом на предприятии ГП "Ивченко-Прогресс". Моделирование турбулентных эффектов осуществлялось посредством $k-\omega$ SST модели Ментера [3]. Уравнения решались численно неявной разностной схемой второго порядка точности [1]. Расчетная область межлопаточного канала турбинной решетки описывалась конечно-разностной сеткой H-типа, содержащей 100×160 ячеек, пограничный слой описывался не менее 22-25 ячейками, первый от поверхности лопатки узел располагался на расстоянии от стенки, меньшем $1/\sqrt{Re}$. Пример описания расчетной сеткой кромок профиля показан на рис. 1.

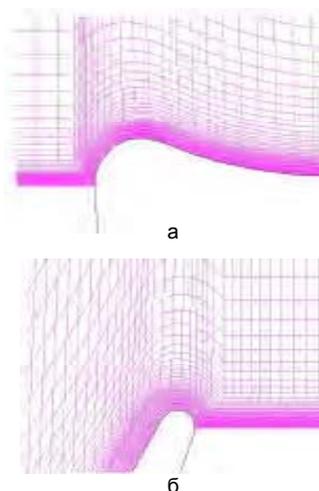


Рис. 1. Описание входной (а) и выходной (б) кромок профиля конечно-разностной сеткой H-типа

Верификация расчетного метода

Эффективность применяемого метода была подтверждена тестовыми расчетами по опубликованным в открытой печати и собственным экспериментальным данным ГП "Ивченко-Прогресс". Результаты тестовых расчетов решеток профилей по данным работ [4, 5] и [6] приведены на рис. 2, 3 и 4, 5 соответственно.

Приведенные данные показывают, что используемый метод адекватно описывает физические явления в потоке (наличие и расположение скачков уплотнения, взаимодействие скачков уплотнений с пограничным слоем на спинке лопатки, масштаб кромочного следа и т.д.), а так же хорошо воспроизводит качественное и количественное изменение интегральных параметров потока. Так, для первой из представленных решеток абсолютное отклонение расчетного значения коэффициента потерь не превышает 1 %, а угла выхода потока – не превышает 1°. Для второй решетки расчетные значения этих параметров в основном лежат в пределах экспериментальных диапазонов.

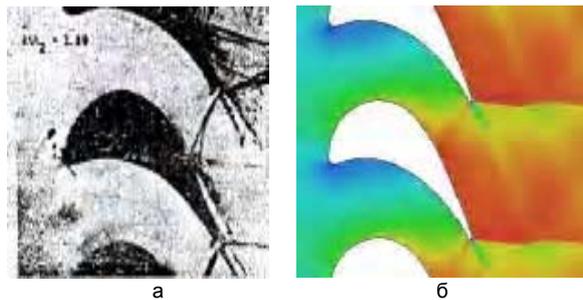


Рис. 2. Визуализация течения в турбинной решетке на режиме $M_{2is} = 1,19$ эксперимент (а) и расчет (б)

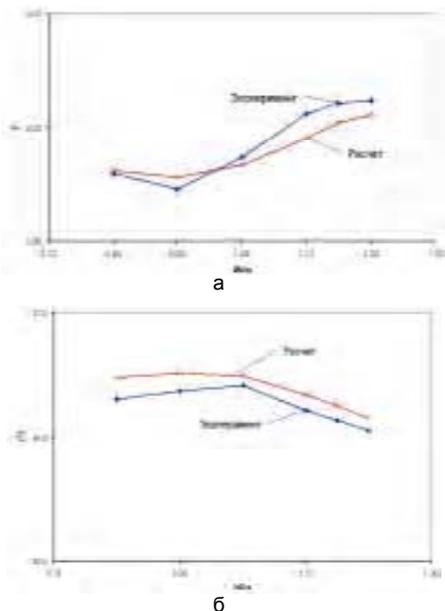


Рис. 3. Распределение коэффициента потерь (а) и угла выхода потока (б)

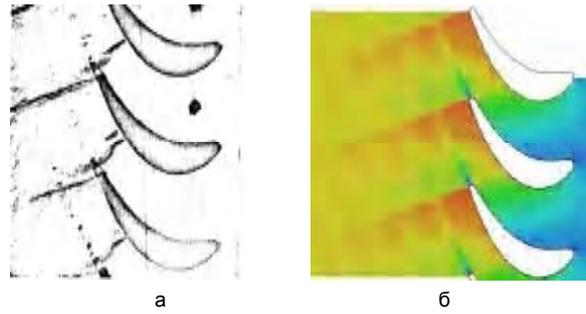


Рис. 4. Визуализация течения в турбинной решетке на режиме $M_{2is} = 0,96$ эксперимент (а) и расчет (б)

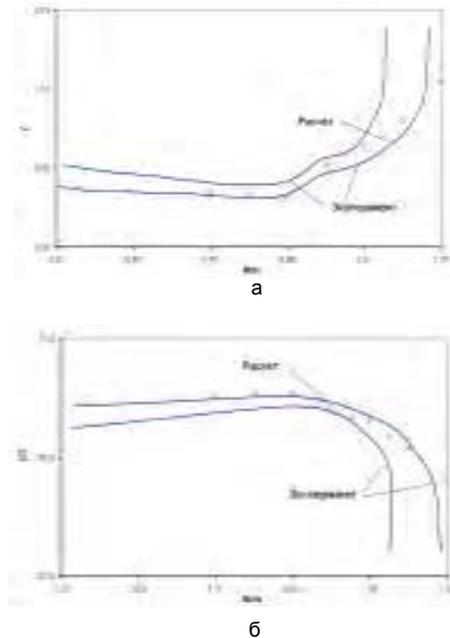


Рис. 5. Распределение коэффициента потерь (а) и угла выхода потока (б)

Расчетный анализ течения в исходной решетке

Используя описанный метод, были исследованы характеристики решетки профилей (табл. 1, рис. 6), соответствующей среднему сечению РЛ одноступенчатой ТВД авиационного двигателя, для которой расчетным является режим $\lambda_{2is} = 0,90$. Исследовалась возможность увеличения перепада в данной решетке при повышении степени понижения давления в ступени от $\pi_T^* = 2,73$ до 3,05.

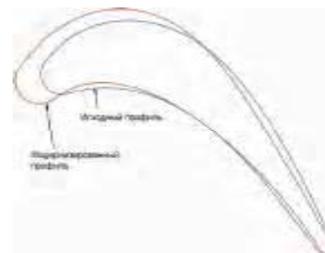


Рис. 6. Общий вид профиля

Таблица 1 – Геометрические параметры решеток

Параметр	Исходный профиль	Модернизированный профиль
$Z_{\text{лоп}}$, шт	86	82
$l_{\text{лусх}}$	1,000	1,057
t/l	0,731	0,724
a/t	0,449	0,480
$B1k$, град	55,86	43,74
$B2e$, град	26,69	28,67
Cm/l	0,204	0,209
D , град	16,65	9,96
$d1/l$	0,119	0,132
$d2/a$	0,140	0,099
g , град	59,02	63,62
$w1$, град	34,31	12,39
$w2$, град	13,53	4,89

На рис. 7,а показаны линии равных чисел Маха в исходной решетке на режиме $\lambda_{2is} = 1,2$. Расчет показал, что в месте падения и отражения косога скачка уплотнения на спинку профиля возможен местный отрыв пограничного слоя (рис. 8, а), который, при снижении числа Рейнольдса до уровня, соответствующего высотным условиям полета, развивается в интенсивный отрыв потока в косом срезе (рис. 8, б). Это, в свою очередь, сопровождается резким ростом потерь. В результате перемешивания пограничного слоя спинки с закрученным отрывом образуется масштабный кромочный след. Взаимодействие следа с серией скачков уплотнения и волн разрежения вызывает дальнейший рост потерь кинетической энергии вниз по потоку.

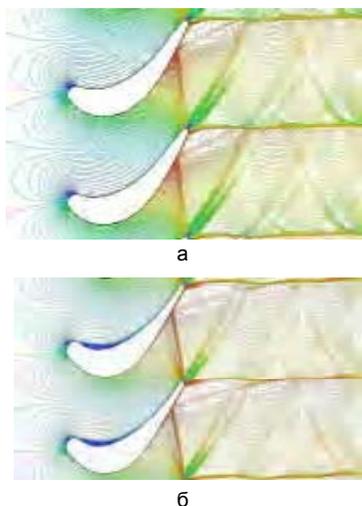


Рис. 7. Изолинии чисел Маха в каналах исходной (а) и модернизированной (б) решеток на режиме $\lambda_{2is} = 1,20$

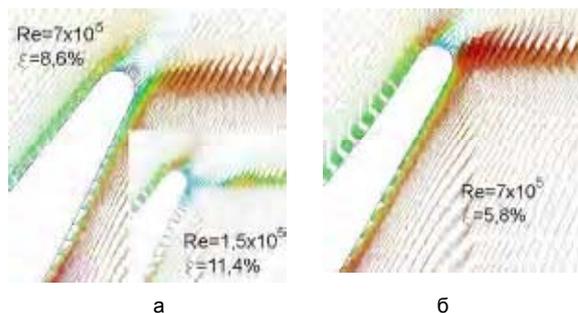


Рис. 8. Обтекание выходной кромки исходного (а) и модернизированного (б) профиля на режиме $\lambda_{2is} = 1,20$

Согласно расчету, при таком характере течения уровень потерь для режима $\lambda_{2is} = 1,2$ более чем в 2 раза выше, относительно режима $\lambda_{2is} = 0,90$ (рис. 9).

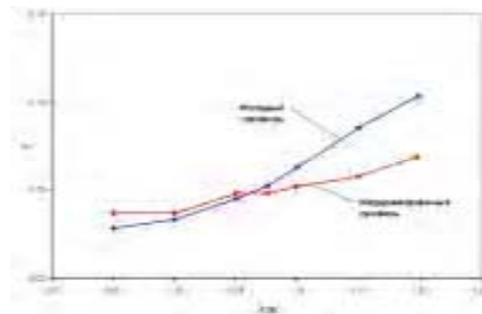


Рис. 9. Распределение коэффициента потерь в исходной и модернизированной решетке

Таким образом, видно, что "форсирование" данной турбины без конструктивных изменений нецелесообразно. Это заключение послужило поводом для перепроектирования пера РЛ.

Результаты аэродинамического совершенствования профиля

Аэродинамическое совершенствование профиля проводилось варьированием основных геометрических параметров. Критериями служили уровень потерь в решетке и количество лопаток в венце (в итоге – масса и себестоимость изготовления). Полученные в результате перепроектирования варианты профиля анализировались посредством 2D вязких расчетов *FlowER*. Основные геометрические параметры окончательного варианта модернизированного профиля и его общий вид представлены в табл. 1 и на рис. 6 соответственно.

Новый профиль характеризуется утолщенной входной (обусловлено требованиями к охлаждению) и более тонкой выходной кромкой; значительно уменьшенным конструктивным углом входа, при малом изменении эффективного угла выхода; сниженными углами заострения кромок; меньшим углом отгиба, уменьшенной кривизной спинки на участке ниже "горла" и увеличенным сечением "гор-

ла".

На рис. 10 приведена полученная вязким расчетом зависимость коэффициента потерь от относительного шага решетки. Из этих данных следует, что новая решетка имеет близкий к оптимальному относительный шаг. Увеличение хорды профиля относительно исходного наряду с малым изменением относительного шага, позволило получить более редкую решетку (снизить на 5 % количество лопаток) без значительного снижения эффективности.

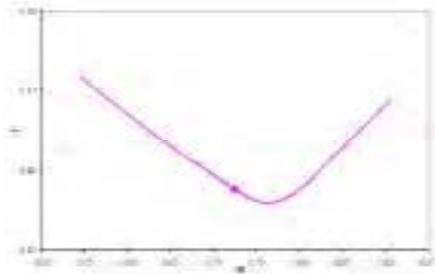


Рис. 10. Зависимость коэффициента потерь от относительного шага решетки

Обтекание профиля претерпело характерное изменение, которое выразилось в перераспределении работы вдоль профиля: увеличена нагрузка на среднюю часть профиля за счет ее снижения на входном и выходном участках (рис. 11).

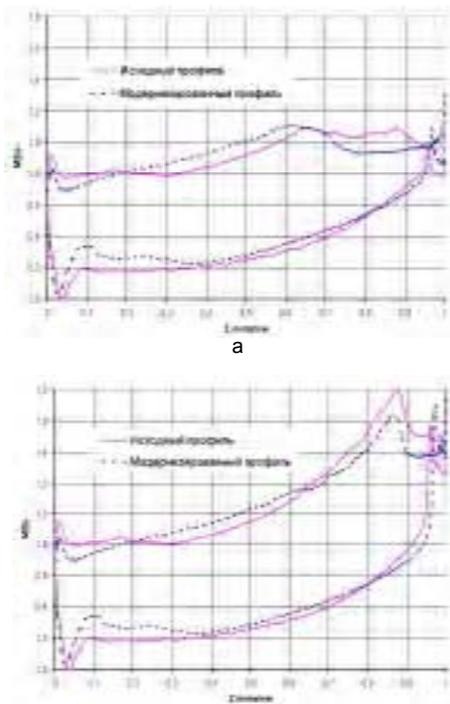


Рис. 11. Распределение приведенной скорости вдоль профиля на режиме $\lambda_{2is} = 0,90$ (а) и $\lambda_{2is} = 1,20$ (б)

Для дозвукового режима обтекания (рис. 11, а), где модернизированный профиль очевидно "недогружен", такие изменения привели к увеличению протяженности и интенсивности диффузорного течения на выходе из решетки, что вызвало увеличение потерь относительно базового профиля (рис. 9).

С повышением режима модернизированный профиль обеспечивает более равномерный разгон потока вдоль спинки (рис. 11, б), в результате чего удалось устранить отрыв потока у задней кромки за падающим скачком уплотнения (рис. 8, в); снижена протяженность кромочного отрыва; получен более тонкий след. Это дало положительный эффект в виде значительного (с 8,6 % до 5,8 %) снижения коэффициента потерь (рис. 9).

В целом новый профиль отличается более пологим характером изменения потерь во всем исследованном диапазоне рабочих режимов. Это позволит применять его с достаточно высокой эффективностью как при докритических, так и при сверхкритических перепадах. Кроме того, как показывают расчетные данные, усовершенствованный профиль имеет существенный резерв для дальнейшего повышения рабочего режима (рис. 9).

К недостаткам модернизированного профиля следует отнести некоторое ухудшение обтекания входной кромки со стороны корыта (рис. 7,б; 11; 12, а). Образование отрывной зоны в этом месте вызвано стремлением ограничить толщину профиля (C_m) при довольно толстой интенсивно охлаждаемой передней кромке. На основании этих результатов предпринята попытка дальнейшего усовершенствования профиля. Увеличением угла заострения входной кромки от $12,4^\circ$ до 23° при увеличенной на 2,5 % толщине C_m отрыв потока в исследуемой области практически удалось устранить (рис. 12,б). Однако это не привело к существенному повышению суммарной эффективности профиля. Это объясняется относительно невысоким уровнем скоростей на данном участке и, как следствие, незначительной долей потерь кинетической энергии в их общем уровне. Кроме того, такое аэродинамическое усовершенствование увеличивает более чем на 2 % площадь сечения и, следовательно, массу профильной части лопатки, поэтому на данном этапе не является приоритетным, но может быть предметом дальнейших исследований.

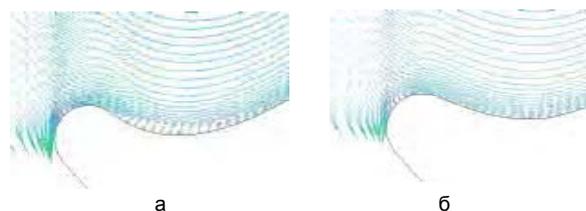


Рис. 12. Устранение отрывной зоны перепрофилированием входного участка профиля

Подтверждение результатов

Результаты расчетного усовершенствования профиля были подтверждены экспериментальной продувкой плоской решетки профилей в аэродинамической трубе на ЗМКБ "Прогресс" (рис. 13). Эксперимент подтвердил характер изменения потерь при изменении перепада на решетке (рис. 14). Замеренный уровень потерь не превышает расчетный во всем исследованном диапазоне приведенных скоростей, и подтверждает высокую эффективность данного профиля.

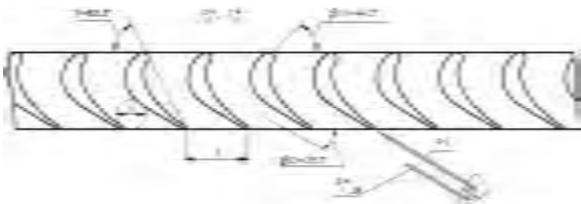


Рис. 13. Схема замера параметров потока

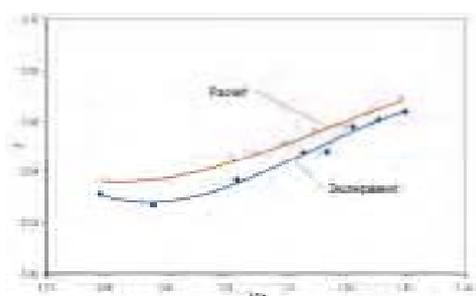


Рис. 14. Распределение коэффициента потерь в модернизированной решетке

Выводы

1. Применение аэродинамически нагруженных узлов позволяет снизить стоимость и вес конструкции авиационного двигателя.
2. При проектировании лопаточных профилей высокоперепадных турбин целесообразно широко применение современных численных методов исследований — расчет течений вязкого сжимаемого газа с моделированием эффектов турбулентности.
3. Верификация метода расчета двумерного течения, реализованная в программном комплексе *FlowER*, показала приемлемую вычислительную эффективность метода и возможность его использования для решения инженерных задач.
4. С использованием метода расчета двумерного течения вязкого газа проведена модернизация профиля пера рабочей лопатки высокоперепадной ТВД авиационного двигателя. По сравнению с исходным новый профиль имеет более пологий

характер изменения потерь и наиболее эффективен при сверх критических перепадах. Снижение потерь на режиме $\lambda_{2is} = 1,20$ составило 2,8 % (или почти в полтора раза) относительно базового профиля.

5. Результаты расчетного усовершенствования профиля были подтверждены экспериментальной продувкой плоской решетки профилей. Замеренный уровень потерь не превышает расчетный во всем исследованном диапазоне режимов.

Благодарности

Авторы выражают благодарность ведущему инженеру экспериментально исследовательского отделения ГП "Ивченко-Прогресс" Фокину Ю.А. за участие в работе.

Список литературы

1. Бойко А. В. Аэродинамический расчет и оптимальное проектирование проточной части турбомашин / А.В.Бойко, Ю.Н. Говорущенко, С.В. Ершов, А.В. Русанов, С.Д. Северин // Харьков, НТУ "ХПИ", 2002. — 324 с.
2. Ершов С.В. Комплекс програм розрахунку тривимірних течій газу в багато вінцевих турбомашинах "FlowER" / С.В. Ершов, А.В Русанов: Свідчення про державну реєстрацію прав автора на твір, ПА № 77. Державне агентство України з авторських та суміжних прав, 19.02.1996.
3. Menter F.R. Two-equation eddy viscosity turbulence models for engineering applications. // AIAA J. — 1994. — 32, № 11. — P. 1299-1310.
4. Сюй Л. Донное давление и потери в группе из четырех решеток турбинных лопаток / Л. Сюй, Дж. Дентон // Современное машиностроение, серия А — 1989 — №1. С. 12-21.
5. Халлер Б. Увеличение аэродинамических потерь, вызванное завесным охлаждением трансзвуковых турбинных лопаток / Б. Халлер, Дж. Камю // Энергетические машины — 1984 — №1. С. 117-124.
6. Kiock R. The Transonic Flow Through a plane Turbine Cascade as Measured in Four European Wind Tunnels / R. Kiock, F. Lehtaus, N.C. Baines, C.H. Sievering // ASME Pap. — 1986. — №108. P. 277-284.

Поступила в редакцию 26.12.2005 г.

Анонція: Розглядається питання підвищення аеродинамічної якості профілю перерізу робочої лопатки високоперепадної турбіни високого тиску авіаційного двигуна з використанням сучасних методів розрахунку двовимірної течії в'язкого газу та експериментального підтвердження результатів.

Abstract: The problem of aerodynamic improvement of blade section airfoil of high-pressure ratio turbine stage for aircraft engine is considered using the up-to-date methods of two-dimensional viscous compressible gas flow calculation and experimental validation of results.

УДК 621.793.7

А. И. Долматов, М. Н. Багмет, О. В. Денисюк

О ВОЗМОЖНОСТИ ДЕФОРМИРОВАНИЯ КЕРАМИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ

Аннотация: В статье приведен анализ существенных элементов при рассмотрении вопроса высокотемпературной деформации керамики и обоснована возможность деформирования конструкционной керамики.

Введение

Дальнейшее повышение кпд авиационного двигателя невозможно без приближения протекания процессов в газовых турбинах к адиабатному, что, в свою очередь, невозможно без роста температуры газа.

Существенного повышения топливной эффективности и кпд авиационных двигателей ожидается достичь посредством снижения потерь тепла и значительного повышения рабочих температур. Для эксплуатации ГТД при температурах до 1370 °С в условиях воздействия продуктов сгорания топлива пригодны только керамические материалы. Для двигателей и турбин с высоким кпд прочную позицию заняли такие керамические материалы как SiC, Si₃N₄, Al₂O₃ и т.д.

Успехи в области технологии бескислородной керамики на основе SiC, Si₃N₄ и AlN позволяют получить материалы с прочностью при изгибе более 1000 МПа при комнатной температуре, незначительно уменьшающейся при температурах 1300–1500 °С.

Карбид кремния SiC и нитрид кремния Si₃N₄ применяют для изготовления турбинных лопаток, камер сгорания, жаровых труб и других деталей ГТД, где требуются такие свойства как жаропрочность, высокотемпературная прочность и коррозионная стойкость.

1 Постановка задачи и цель исследования

Недостаточные механические характеристики сдерживают широкое применение керамики на основе нитрида кремния. Большим резервом повышения механических свойств керамики Si₃N₄ является применение методов упрочнения, которые применяются для металлов, таких как деформационное и дисперсионное упрочнение, армирование волокнами.

Недостатком Si₃N₄ является ударная прочность, которая может быть повышена путем армирования нитридной керамики волокнами тугоплавких металлов (например, тантала). Более серьезной проблемой является оптимизация технологии изготовления изделий сложной формы. Перспективным считается использование субмикронных порошков

нитрида кремния с целью замены спеканием горячего прессования [1].

Наибольший интерес представляет метод упрочнения за счет пластической деформации керамических материалов, в которых реализация механизмов, проявляющихся в металлах и сплавах, невозможна из-за хрупкости керамики. Об этом говорит большое количество исследований, посвященных изучению пластической деформации различных материалов. Однако на сегодняшний день недостаточно изучен вопрос влияния высокотемпературного деформирования на процессы формирования структуры и свойства керамики.

2 О возможности деформирования керамических материалов

Пластичность хрупких материалов в макрообъеме практически не проявляется и наблюдается только при $t > 0,5t_{пл}$.

В кристаллах керамических материалов (WC, Al₂O₃, AlN, Si₃N₄, SiC, TiN) всегда присутствуют дислокации, которые возникают в процессе получения материала [2].

Прочность кристалла, содержащего дислокации, в большинстве случаев значительно ниже теоретической и определяется в основном свойствами, движением и взаимодействием дислокаций.

Напряжения, приложенные к дислокации, которая в течение движения остается прямолинейной, называются напряжениями Пайерлса-Набарро [3, 4]:

$$\tau_p \approx \exp(-\omega), \quad (1)$$

где τ_p – напряжения Пайерлса-Набарро; ω – ширина дислокаций, которая определяется как нормальный к линии дислокаций размер зоны в плоскости скольжения, в которой относительное смещение атомов, размещенных сверху и снизу от плоскости скольжения, превышают половину максимального относительного смещения.

Из формулы (1) следует, что широкие дислокационные линии перемещаются легче, чем узкие. Ширина дислокаций изменяется обратно пропорционально отношению теоретической прочности на сдвиг к модулю сдвига (τ_{max}/G). Наибольших зна-

чений величина τ_{\max}/G достигает в случае ионных кристаллов и кристаллов с ковалентной связью. Нитрид кремния относится к соединениям с преобладающим ковалентным типом химической связи. На долю ковалентных связей приходится до 70 %.

Таким образом, основная причина высокой температуры перехода из хрупкого состояния в пластичное для керамики состоит в больших значениях напряжений текучести, что связано с барьерами Пайерлса-Набарро, т.е. сопротивлением движению дислокаций со стороны кристаллической решетки материала [4]. Исходя из этого, можно сделать вывод, что движение дислокаций не может быть существенным элементом при рассмотрении вопроса высокотемпературной деформации материалов на основе нитрида кремния, хотя внутрикристаллическое скольжение при этом все же имеет место.

Если скольжение и перемещение дислокаций в материале затруднено, то происходит деформация двойникованием. Напряжения, необходимые для роста двойников, чаще всего значительно превышают те, которые необходимы для скольжения дислокаций. Поэтому деформация только двойникованием наблюдается редко.

В литературе отсутствуют данные о двойниковании в нитридокремниевой керамике.

При высоких температурах керамика склонна к ползучести. Под ползучестью будем понимать общую деформацию под нагрузением при высоких температурах. Скорость стационарной ползучести Si_3N_4 с различными оксидными добавками при температурах 1300-1500 °С и напряжениях 100-200 МПа составляет 10^{-7} - 10^{-9} с⁻¹ [5].

На скорость высокотемпературной ползучести и на деформирование в целом керамики на основе нитрида кремния влияют размер зерна, пористость и наличие добавок. Меньший размер зерна повышает скорость ползучести и облегчает скольжение по границам зерен. Скорость ползучести также растет с увеличением пористости и введением кислородосодержащих добавок в керамику. Увеличение пористости приводит к увеличению действующих напряжений при данном приложенном напряжении. Пористость также облегчает скольжение по границам зерен. Различные добавки могут приводить к формированию стеклофазы на границах зерен, при этом ползучесть происходит за счет вязкого течения.

Сверхпластичной деформацией в керамике считают деформирование со скоростью 10^{-3} с⁻¹ и выше при достижении степени деформации 100 % и выше. Для керамики на основе нитрида кремния присуща структурная сверхпластичность, характеризующаяся тем, что большие значения деформации можно получать при непрерывной деформации материала с нанодиспер-

сной структурой в строго определенном интервале скоростей. Величина интервала скоростей зависит от микроструктуры. Структурная сверхпластичность наблюдается при $t > 0,4t_{\text{пл}}$ и характеризуется скоростью деформирования 10^{-4} - 10^{-1} с⁻¹.

По существу сверхпластичность можно считать видом ползучести, сопровождающейся значительно более интенсивным движением зерен путем скольжения по границам зерен.

Существенным структурным элементом при сверхпластичной деформации являются границы зерен, поэтому процессы, протекающие на этих границах, играют решающую роль.

Единственным условием, необходимым для проявления сверхпластичности является наличие очень мелких зерен порядка 1 мкм. Более того, для развития сверхпластичности необходимо, чтобы зерна в процессе деформации оставались мелкими, т.е. чтобы рост зерна был медленным или вообще отсутствовал. Когда увеличение размера зерна происходит медленно, можно, сохраняя состояние сверхпластичности на протяжении длительного промежутка времени, получить значительные удлинения. Лучшим способом стабилизации размера зерна является присутствие другой фазы на границах зерен.

Основная особенность сверхпластической деформации – стабильность микроструктуры в процессе деформации. Равновесные зерна сохраняют равновесность даже при очень большой общей деформации образца.

В керамике присутствуют все структурные типы сверхпластичности, свойственные металлическим материалам, которые определяются: дисперсностью зерна в монофазных системах; созданием при нагружении межзеренных прослоек жидкой фазы, в том числе эвтектик; развитием при нагружении эвтектических реакций; повышенной подвижностью межзеренных границ в связи с растворением добавок в приграничных зонах, динамичным полиморфным превращением; динамической первоначальной рекристаллизацией; присутствием пор в границах.

Литературные данные свидетельствуют о том, что керамика может деформироваться разными методами обработки давлением в режиме сверхпластичности. В большинстве работ для керамики, как и для металлов, подтверждается необходимость наличия мелкого равновесного зерна в первоначальной структуре, контроль его размера в процессе деформации и наличие стеклоподобной или жидкой фазы на границах зерен.

Из литературных источников следует, что оптимальная сверхпластичность чаще всего проявляется при скоростях деформирования 10^{-4} с⁻¹. Возможность деформирования керамики на основе нитрида кремния в режиме сверхпластичности

вытекает из анализа скоростей уплотнения образцов в процессе горячего прессования. При использовании порошка нитрида кремния с высоким содержанием α -фазы в конце второго этапа горячего прессования происходит увеличение скорости уплотнения при температуре, которая соответствует превращению $\alpha \rightarrow \beta$.

Этот момент можно считать самым оптимальным моментом для высокотемпературного деформирования керамики на основе нитрида кремния.

Заключение

Высокотемпературное деформирование позволяет улучшить структуру керамического материала за счет дополнительного уплотнения, снижения количества и повышения равномерности распределения пор, а также сформировать направленную структуру (текстуру) под влиянием напряженного состояния в процессе деформирования.

Высокая вероятность залечивания больших пор при деформировании позволяет надеяться на значительное увеличение модуля Вейбулла получаемых керамик, что приведет к расширению сферы применения нитридокремниевых материалов, как при низких, так и при высоких температурах. После высокотемпературного деформирования могут быть значительно повышены эксплуатационные характеристики и надежность деталей ГТД, работающих при высоких температурах.

Список литературы

1. Скороход В.В. Порошковые материалы на ос-

нове тугоплавких металлов и соединений. – К.: Техніка, 1982. – 168 с.

2. Криль Я.А. Высокотемпературное газостатическое уплотнение нитрида кремния. – К.: Наукова думка, 1993. – 144 с.
3. Блистанов А.А., Горелик С.С., Шаскольская М.П. // В кн.: Проблемы металлургии. Вып. 52. – М.: Металлургия, 1968. – с. 497.
4. Келли А. Высокопрочные материалы: Пер. с англ. – М.: Мир, 1976. – 262 с.
5. Crampon J., Duclos R., Rakotoharisoa N., Bigay Y., Cales B., Torre J.P. Compressive creep of silicon nitride ceramics pressureless sintered with Y_2O_3 and Al_2O_3 // Sci. Ceram. 14: Proc. 14th Int. Conf., Canterbury, Sept.7-9, 1987. – Stoke-on-Trent, 1988. – P. 575-580.

Поступила в редакцию 04.04.2006 г.

Анотація: у статті наведено аналіз істотних елементів при розгляді питання високо-температурної деформації кераміки й обґрунтована можливість деформування конструкційної кераміки

Abstract: The article the analysis of a main elements on a description of a problem of a high-temperature deformation of a ceramics is presented and a possibility of deformation of a structure ceramics is substantiated.

УДК 669.14:539.4.015

С. А. Беженов, А. И. Беженов

К ВОПРОСУ ГЕОМЕТРИЧЕСКОЙ И ЭНЕРГЕТИЧЕСКОЙ ИНТЕРПРЕТАЦИИ ПАРАМЕТРОВ ДИАГРАММЫ МНОГОЦИКЛОВОЙ УСТАЛОСТИ

Аннотация: Приведены результаты обработки по разным методикам экспериментальных данных испытаний на усталость различных конструкционных сталей. Рассмотрены геометрические и энергетические аспекты параметров диаграммы усталости в многоцикловой области.

Введение

К настоящему времени разработано много методов исследования процесса усталости, но ни один из них не дает достаточно полной и надежной информации об этом процессе. На сегодняшний день самым надежным методом оценки усталостных характеристик остается метод усталостных испытаний, но его точность пока оставляет желать лучшего. Вследствие разброса данных усталостных испытаний ошибка при оценке долговечности по диаграмме усталости (кривой Велера) может превышать 1000 % [1]. Кроме того, этот метод требует больших затрат времени, а также трудовых и материальных ресурсов. Существенно повысить точность прогнозирования долговечности изделий и снизить стоимость испытаний возможно путем использования новых подходов к исследованию процесса усталости, разработки и применения эффективных методов исследования процесса и методик оценки характеристик сопротивления усталости.

В ранее опубликованных работах [2-6] освещался новый подход к исследованию процесса усталостного разрушения конструкционных материалов, основанный на предположении существования общего полюса для кривых усталости материалов одного химического состава, в которых рассматривались, в основном, общие принципы этого подхода. В данной работе приводятся результаты исследования дальнейшего развития предлагаемого подхода, в которых раскрывается физический смысл параметров кривой усталости, что способствует расширению представлений о физике процесса усталости и создает предпосылки к созданию методик неразрушающего контроля характеристик сопротивления усталостному разрушению.

Методы и методики определения характеристик сопротивления усталости

Существующие методы и методики испытаний на усталость достаточно полно изложены в работах [7-10], где обобщены достижения теории и практики в области исследования процесса усталостного разрушения, использование которых способствует однозначности и сопоставимости результа-

тов исследования этого процесса. Вместе с тем в них, естественно, имеются недоработки: противоречия и просто неудачные формулировки, которые желательнее устранять, а сами рекомендации – совершенствовать.

Согласно [11] кривые усталости строят в линейных, полулогарифмических или двойных логарифмических координатах. Для их аппроксимации используется двухпараметрическое уравнение:

$$\sigma_a^m \cdot N = \text{const} , \quad (1)$$

где σ_a – амплитуда напряжений цикла, N – число циклов, m – показатель наклона кривой усталости в двойных логарифмических координатах. При этом левую ветвь кривой усталости изображают в виде прямой.

Строго говоря, графическое изображение приведенного уравнения в виде прямой может быть только в двойных логарифмических координатах. На практике эта линия, как правило, строится в полулогарифмических координатах и не может быть прямой. Хотя в английском и французском языках эта линия также называется кривой, в немецком же языке она называется линией Велера (Wöhler linie) и не несет в себе подобного противоречия. Представляется целесообразным графическое изображение результатов испытаний на усталость в любых координатах называть диаграммой усталости. При этом строить последнюю предпочтительно в двойных логарифмических координатах, ибо только в этом случае она истинно прямая и для ее определения достаточно двух точек.

В работах [8, 13] отмечается подверженность результатов испытаний на усталость номинально идентичных образцов в номинально идентичных условиях существенному и неконтролируемому рассеянию, которое тем больше, чем меньше разрушающее напряжение. Причем, согласно [1, 8], в области многоцикловой усталости наблюдаемое в опыте максимальное и минимальное значение долговечности при одинаковых уровнях напряжений различаются в сотни раз. Естественно, такое положение требует статистической обработки результатов испытаний на усталость, состоящей в

построении семейства кривых, параметром которых служит величина вероятности разрушения, так называемые кривые усталости равной вероятности. Их построение выполняется по результатам испытаний на усталость четырех-шести представительных выборок испытываемых объектов на разных уровнях напряжений. Такие испытания требуют больших затрат времени, а также материальных и трудовых ресурсов. Кроме того, результаты таких испытаний пассивно влияют на обеспечение надежности работы изделия. Конкуренция же требует постоянного улучшения характеристик инженерных конструкций: увеличения срока их эксплуатации, снижения стоимости. В этом свете требуются новые подходы к проблеме оценки характеристик сопротивления усталости материалов конструкций, обеспечивающих увеличение точности, снижение стоимости испытаний, а также активно влияющих на повышение надежности.

Исходя из установленного факта расширения интервала рассеяния результатов испытаний объектов на усталость с уменьшением разрушающего напряжения правомерно рассматривать полную диаграмму усталостного разрушения интегральной выборки объектов, изготовленных по единой технологии, как семейство диаграмм отдельных групп объектов с одинаковым техническим состоянием, исходящих из одной точки – полюса. Известно, что при одинаковых макроусловиях микроусловия технологических процессов фактически не одинаковы. Начиная с этапа формирования слитка металла, когда внешние условия его формирования одинаковы, но неодинаковыми выявляются условия кристаллизации разных его объемов. В принципе, непостоянными есть условия давления и охлаждения в процессе прокатки металла, а также при его механической обработке. Поэтому, строго говоря, конкретные изделия, имея разную технологическую наследственность, должны соответствовать различным диаграммам усталости.

При таком подходе случайными, т.е. плохо контролируемыми, являются свойства материала конкретных изделий, а их способность сопротивляться усталости является величиной детерминированной, зависящей от фактического технического состояния материала и от внешнего воздействия. Из этого следует, что результаты испытаний на усталость изделий, материалы которых имеют фактически одинаковое техническое состояние, в двойных логарифмических координатах при одинаковых условиях нагружения должны укладываться на одну прямую – их диаграмму усталости. Следовательно, такие диаграммы усталости изделий из одного материала, но имеющего разное техническое состояние, должны представлять собой разные прямые, сходящиеся в одной точке – полюсе полной диаграммы усталости.

В работе приведен сравнительный анализ об-

работки результатов испытаний на усталость образцов из доэвтектонидных сталей (20, 45, У7А) с различной технологической наследственностью по существующей методике (согласно [12]) и с позиций развиваемого нового подхода. Образцы из сталей с разным содержанием углерода испытывались на усталость как в состоянии поставки (СП), так и после поверхностного пластического деформирования стальными шариками, колеблющимися с ультразвуковой частотой (УЗУ), а также после стандартных видов термической обработки (ТО), режимы которых приведены в работе [6]. Методика испытаний, а также режимы ультразвукового упрочнения и термической обработки образцов соответствовали аналогичным данным, изложенным в работе [14].

Результаты исследований и их обсуждение

На рис. 1 в двойных логарифмических координатах представлены результаты усталостных испытаний образцов из стали 20 с различной технологической наследственностью: в состоянии поставки, после поверхностного пластического деформирования и после термической обработки. Рис. 1, а иллюстрирует расположение регрессионных кривых усталости, полученных в результате общепринятой статистической обработки выборок образцов, сформированных по признаку их технологической наследственности. Статистические параметры такого регрессионного анализа, представленные в табл. 1 (графа – "без полюса"), характеризуются низкими значениями коэффициентов корреляции. Отмечается также, что коэффициент m практически не коррелирует с видом обработки материала. Обращает на себя внимание специфический разброс данных, наблюдаемый для неупрочненных образцов. Фактически данная совокупность делится на две выборки, принадлежащие двум разным диаграммам усталости. Разделение группы образцов в состоянии поставки (СП) на две выборки – неупрочненных образцов с явно низкой выносливостью (СП-1) и неупрочненных образцов с явно повышенным сопротивлением усталости (СП-2) – значительно повышает коэффициенты корреляции линий регрессии. При этом явно проявляется зависимость коэффициента от технического состояния материала. Очевидно, каждая группа точек, принадлежащих одной кривой усталости, характеризуется практически одинаковым напряженно-деформированным состоянием микрообъемов поверхностного слоя материала, обусловленным одинаковой структурой, а, следовательно, и действием одинаковых механизмов процесса его усталостного разрушения.

Регрессионный анализ данных испытаний образцов из стали 20 с разной технологической наследственностью показал существование общей точки пересечения кривых усталости (полюса) с координ-

натами $\lg \sigma_p = 3,0$; $\lg N_p = 2,0$. В таблице 1 (графа – "с полюсом") приведены данные регрессионного анализа результатов испытаний по видам обработки с использованием общего полюса кривых. Эти результаты характеризуются высокими коэффициентами корреляции, практически незначительным отличием средних квадратичных отклонений и наличием корреляции коэффициента m с техническим состоянием материала.

На рис. 2 и рис. 3 в двойных логарифмических координатах показаны результаты испытаний на усталость образцов из стали 45 и У7А с различной технологической наследственностью, где четко просматривается существенное увеличение сопротивления усталости после УЗУ и, особенно, после ТО. В табл. 1 приведены данные регрессионного анализа трех групп образцов из стали 45 и стали У7А с различной технологической наследственностью. Анализ проводился в таком же порядке, что и для стали 20: по общепринятой методике (графа

– "без полюса"), а также с использованием единого полюса с координатами $\lg \sigma_p = 3,0$; $\lg N_p = 1,7$ для стали 45 и с координатами $\lg \sigma_p = 3,0$; $\lg N_p = 1,0$ для стали У7А. Из данных табл. 1 видно, что с применением общего полюса коэффициенты корреляции для всех сплавов и всех видов обработок существенно возрастают, а средние квадратичные отклонения практически не изменяются.

С позиций развиваемого подхода формула (1) рассматривается как трехпараметрическое уравнение, в котором переменной является также и величина m , характеризующая техническое состояние материала конкретной детали. В двойных логарифмических координатах формула (1) примет вид уравнения:

$$m \cdot \lg \sigma_a + \lg N = \lg C, \quad (2)$$

геометрическая интерпретация которого иллюстрируется на рис. 4. В свете этого подхода диаграмма многоциклового усталости изделий из определенного материала с определенным техническим состоянием в двойных логарифмических координатах представляет собой часть диагонали KG прямоугольника $ABCD$ со сторонами ($AB = \lg \sigma_p$) и ($BC = \lg C - \lg N_p$), проведенной из общего полюса и ограниченной областями мало- и гигацикловой усталости (рис. 4). При этом m представляет собой тангенс угла наклона диаграммы усталости к оси ординат σ_a .

Границы области многоциклового усталости строго не регламентированы. Согласно [7] область малоциклового усталости заканчивается долговечностью $N = 5 \cdot 10^4$ циклов. В работе [1] малоциклового усталость ограничивается числом циклов $10^4 - 10^5$, а многоциклового усталость характеризуется долговечностью более чем $10^4 - 10^5$ циклов. Авторами работы [15] граница перехода малоциклового усталости в многоциклового определяется критическим числом циклов N_K , по достижении которого при напряжении, равном пределу выносливости, начинают возникать субмикроскопические трещины. Для железа и его сплавов N_K по их данным составляет $2 \cdot 10^5$ циклов. По мнению этих авторов существует целая переходная область между мало- и многоциклового усталостью, в пределах от $5 \cdot 10^4$ циклов до N_K , которая может и отсутствовать. Причем, после N_K циклов происходит изменение напряженно-деформированного состояния микрообъемов в циклически деформируемом материале, а, следовательно, и механизма усталостного разрушения. Следовательно, экспериментальные точки испытаний на усталость, лежащие правее значения N_K надежно определяют характеристики сопротивления усталости в многоциклового

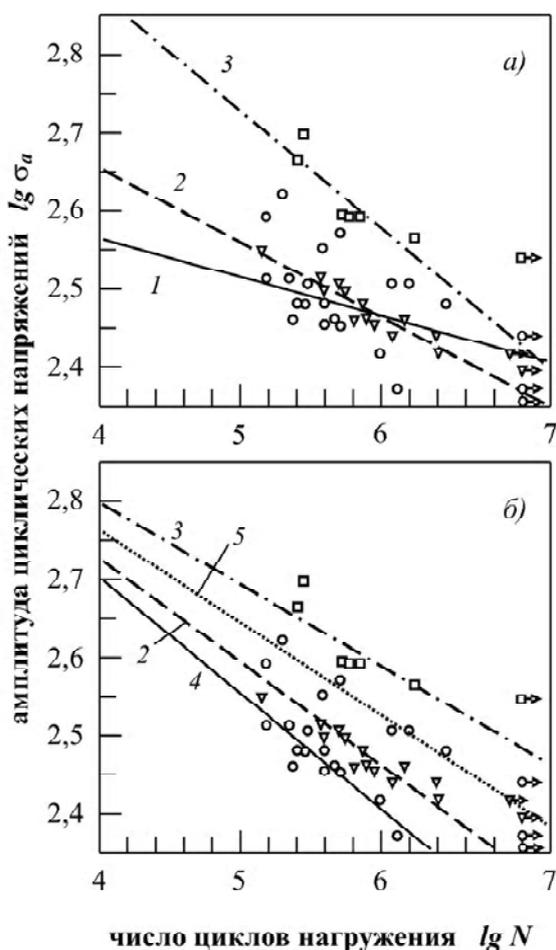


Рис. 1. Регрессионные кривые усталости образцов из стали 20 с различными видами обработок: а – без учета полюса; б – с учетом полюса; 1 – СП; 2 – УЗУ; 3 – ТО; 4 – СП-1; 5 – СП-2

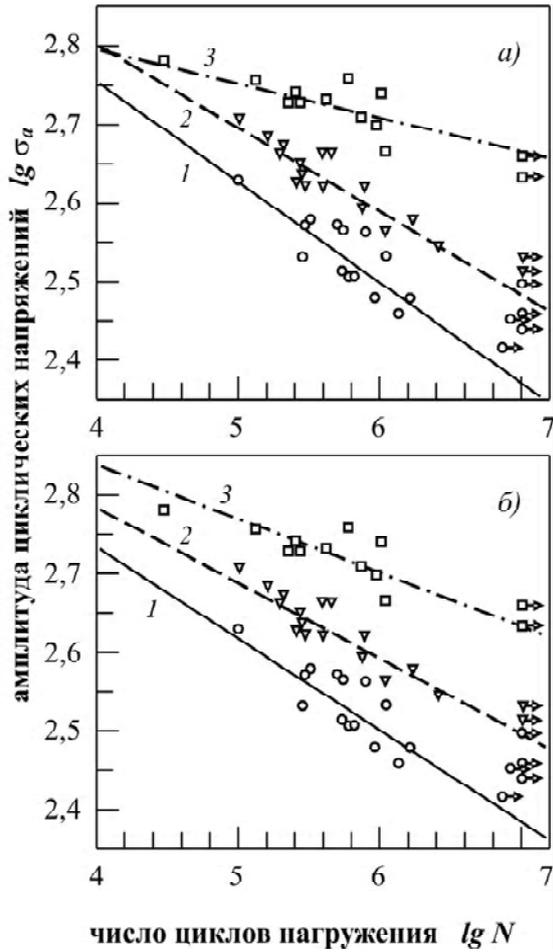


Рис. 2. Регрессионные кривые усталости образцов из стали 45 с различными видами обработок:
а – без учета полюса; б – с учетом полюса;
1 – СП; 2 – УЗУ; 3 – ТО

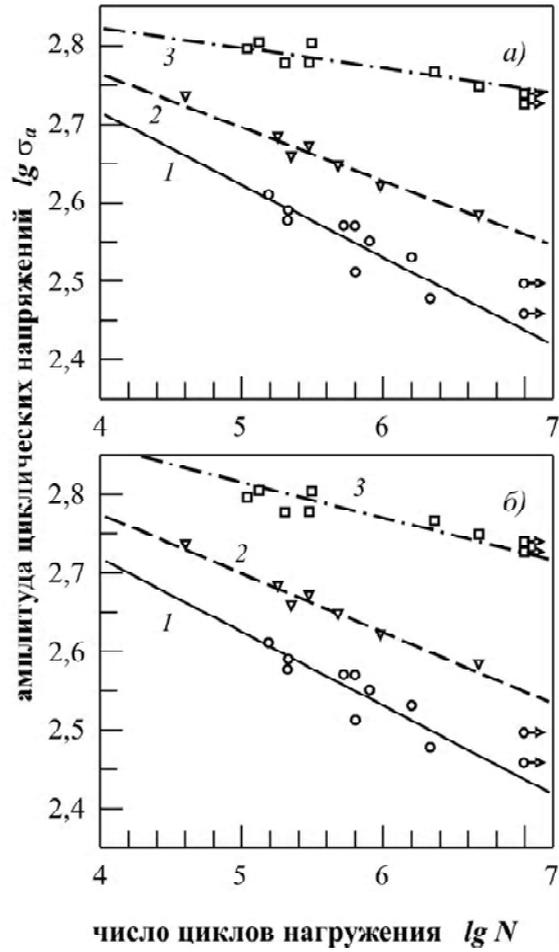


Рис. 3. Регрессионные кривые усталости образцов из стали У7А с различными видами обработок:
а – без учета полюса; б – с учетом полюса;
1 – СП; 2 – УЗУ; 3 – ТО

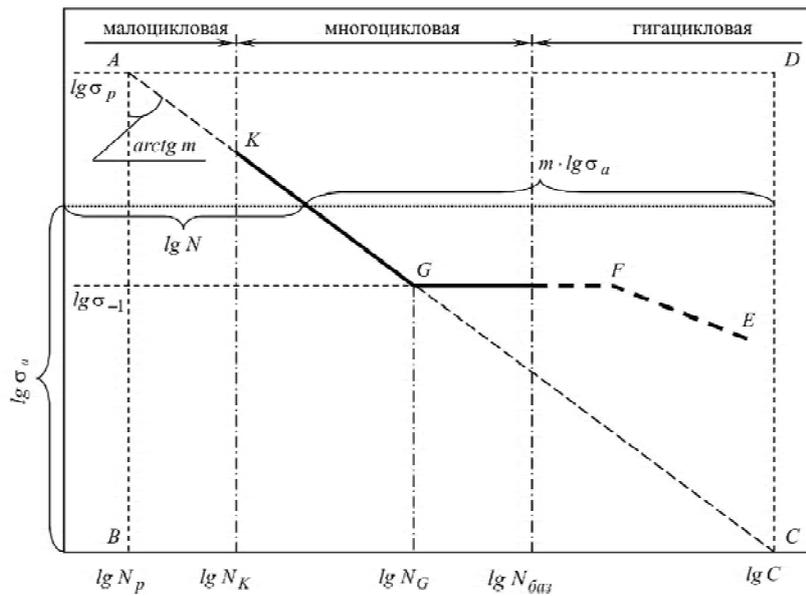


Рис. 4. Графическая иллюстрация уравнения диаграммы усталости (Wöhler line) в многоцикловой области

области. Практически можно в анализ включать и точки, лежащие левее N_k (но правее $5 \cdot 10^4$ циклов), если они не изменяют характера наклона кривой усталости. Согласно [11] базой для испытаний на усталость металлов, имеющих горизонтальный участок кривой, принимается $N_{баз} = 10^7$ циклов. Однако в последние годы возникла необходимость проведения испытаний на усталость на базах, превышающих $10^7 - 10^8$ циклов, что называют гигаусталостью. Испытания в области гигаусталости выявили существование второй ветви диаграммы усталости EF [16, 17]. Первая ветвь заканчивается в точке перелома диаграммы N_G (при долговечностях $10^6 - 5 \cdot 10^6$ циклов), а вторая начинается при $N > 10^8$ циклов. В таком случае горизонтальный участок диаграммы усталости GF в диапазоне от N_G до 10^8 циклов представляет собой разрыв диаграммы. Область гигаусталости еще мало изучена, однако по данным [18] установлено, что в области многоциклового усталости трещины, как правило, зарождаются в поверхностном слое, а в области гигаусталости зарождение трещин происходит под поверхностным слоем преимущественно у сульфидных неметаллических включений размером от 10 до 40 мкм.

Таким образом, для построения диаграммы многоциклового усталости определенного материала изделий с известными координатами ее полюса в двойных логарифмических координатах, необходимо знать коэффициент m , представляющий собой тангенс угла наклона между диагональю прямоугольника и осью ординат, который можно определить прямым или косвенным методом. Прямой метод заключается в обработке данных испытаний

на усталость исследуемых объектов. Следует отметить, что с использованием общего полюса диаграмм усталости для материалов одного химического состава существенно сокращается объем выборки и упрощается методика проведения испытаний на усталость. Косвенный метод заключается в применении неразрушающего метода, который позволяет установить связь между значениями характерных параметров и коэффициентом m , для чего необходимо установить физический смысл коэффициентов m и C .

Решение этой задачи связано с установлением механизма усталостного разрушения исследуемого материала. Поскольку исследователи пока не располагают достаточно эффективными прямыми методами изучения процесса разрушения металлических материалов, весьма плодотворным может оказаться предположение аналогии механизмов разрушения полимерных и металлических материалов. Достаточно подробные и надежные исследования прямыми методами (инфракрасной спектроскопии, парамагнитного резонанса, масс-спектрометрии) разрывов связей в полимерах на субмикро- и микроуровнях показали, что скорость этого процесса с повышением напряжения возрастает экспоненциально, а с течением времени сначала интенсивно возрастает, а затем стабилизируется и практически остается постоянной [19]. Тогда усталостное разрушение металлических материалов можно представить как процесс накопления дефектов в их структуре, при котором число последних растет экспоненциально величине приложенного напряжения и пропорционально числу циклов нагружения. Превышение некоторого порогового значения этого числа приводит к образованию магистральной трещины и катаст-

Таблица 1 – Статистические параметры и значения коэффициентов m и C для регрессионных кривых усталости образцов с различным техническим состоянием

Вид обработки	без полюса				с полюсом				
	r	s	m	C	r	s	m	C	
Сталь 20	СП	- 0,3813	0,04256	20,201	$6,04 \cdot 10^{55}$	- 0,9141	0,05010	8,021	$4,88 \cdot 10^{25}$
	УЗУ	- 0,9008	0,01220	10,406	$4,15 \cdot 10^{31}$	- 0,9937	0,01521	7,538	$3,52 \cdot 10^{24}$
	ТО	- 0,8827	0,02431	6,599	$1,00 \cdot 10^{23}$	- 0,9856	0,02581	9,568	$5,75 \cdot 10^{30}$
	СП-1	- 0,8849	0,01769	7,100	$1,21 \cdot 10^{23}$	- 0,9939	0,01705	6,715	$1,37 \cdot 10^{22}$
	СП-2	- 0,9577	0,01507	8,574	$4,48 \cdot 10^{27}$	- 0,9971	0,01378	8,428	$1,91 \cdot 10^{27}$
Сталь 45	СП	- 0,7742	0,02603	7,766	$2,45 \cdot 10^{25}$	- 0,9833	0,02509	8,548	$2,30 \cdot 10^{27}$
	УЗУ	- 0,8653	0,02163	9,379	$1,85 \cdot 10^{30}$	- 0,9775	0,02127	10,374	$7,44 \cdot 10^{32}$
	ТО	- 0,4692	0,02324	22,962	$1,47 \cdot 10^{68}$	- 0,9647	0,02311	14,547	$1,88 \cdot 10^{45}$
Сталь У7А	СП	- 0,8783	0,01998	10,849	$2,80 \cdot 10^{33}$	- 0,9916	0,01885	10,639	$8,21 \cdot 10^{32}$
	УЗУ	- 0,7980	0,00952	14,708	$4,39 \cdot 10^{44}$	- 0,9985	0,00833	13,274	$6,60 \cdot 10^{40}$
	ТО	- 0,7707	0,01303	39,018	$1,48 \cdot 10^{114}$	- 0,9853	0,01593	22,397	$1,14 \cdot 10^{68}$

Примечание: r – коэффициент корреляции; s – среднеквадратичное отклонение.

рофическому ее росту. Исходя из этого, коэффициент C в формуле (1) представляет собой пороговое значение параметра, характеризующего процесс накопления повреждений за весь период циклического деформирования материала с определенным техническим состоянием при $\lg \sigma_a = 0$, а величина σ_a^m – показывает уровень накопления повреждений за один цикл при напряжении σ_a . При этом коэффициент m характеризует интенсивность изменения числа повреждений в материале с изменением σ_a .

Предсказания возможности разрушения элемента конструкции, находящегося в сложном напряженном состоянии обычно основываются на какой-либо гипотезе разрушения. В последнее время наибольшее распространение для исследования процесса усталостного разрушения находит гипотеза удельной энергии формоизменения (Губера-Мизеса-Генки), состоящая в том, что разрушение в условиях многоосного напряженного состояния происходит, когда удельная энергия формоизменения становится равной или превосходит предельную энергию формоизменения образца из того же материала в условиях одноосного напряженного состояния. При этом полная энергия деформации U_0 может быть разделена на энергию упругой деформации U_d (энергия дилатации) и энергию пластической деформации U_p (энергия формоизменения).

Согласно концепции кинетической теории прочности [19], долговечность конкретного материала экспоненциально зависит от относительной энергии активации разрушения этого материала $U_a = U(\sigma, T)/kT$, где $U(\sigma, T)$ – энергия активации разрушения конкретного материала при напряжении σ_a и температуре T , $k \cdot T$ – тепловая энергия одного атома. В свою очередь

$$U(\sigma, T) = U_0 - \gamma \cdot \sigma_a, \quad (3)$$

где U_0 – исходная энергия активации при $\lg \sigma_a = 0$, Дж/моль; γ – коэффициент перенапряжения микрообъемов, м³; σ_a – макронапряжение матрицы материала, МПа. Расчеты долговечности материала при монотонном нагружении по кинетической теории разрушения хорошо согласуются со многими опытными данными, однако обоснование ее авторами модели разрушения и физического смысла коэффициента γ далеко не безупречны, что сдерживает применение этой теории к усталостному разрушению металлов.

Во-первых, авторы этой теории [19] считают, что сопротивление деформации кристалла определяется сопротивлением деформации атомной ячейки, которое определяется действием в ней межатомных сил, хотя известно [20], что сопротивление

деформации в бездефектном кристалле определяется напряжением трения решетки (напряжением Пайерлса-Набарро). Следствием этой некорректности является несоответствие размерностей в выражении $U(\sigma, T)/kT$, где числитель выражает энергию одного моля, а знаменатель – энергию одной молекулы.

Во-вторых, по мнению тех же авторов [19], коэффициент γ представляет собой коэффициент перенапряжений материала. Но процесс усталости развивается, как правило, при напряжениях $\sigma_a \geq \sigma_{0,2}$. Согласно данным [19, 21] коэффициент γ принимает значения до 5 и более. В таких условиях "перенапряженный" материал должен пластически деформироваться, а напряжения в нем релаксировать. Следовательно, коэффициент γ не может означать степень перенапряжения материала. Естественно предположить, что коэффициент γ есть не что иное, как пластически деформированный объем конкретного материала при некотором напряжении σ_a , а произведение $\gamma \cdot \sigma_a$ – энергию этой деформации.

Полную энергию деформации U_0 циклически нагружаемого металлического материала правомерно считать равной полной пластической деформации при напряжении движения дислокаций в этом материале σ_d . Применительно к 1 г/а материала можно записать:

$$U_0 = V_0 \cdot \sigma_d, \quad (4)$$

где U_0 – полная энергия деформации 1 г/а материала при напряжении σ_d , Дж/г/а; σ_d – напряжение движения дислокаций, МПа; V_0 – объем 1 г/а материала, м³.

$$\text{Аналогично: } U_p = V_p \cdot \sigma_d, \quad (5)$$

где U_p – энергия действительной пластической деформации 1 г/а материала, Дж/г/а; V_p – объем пластически деформированного 1 г/а материала, м³.

В соответствии с концепцией кинетической теории прочности коэффициент m можно представить как относительную энергию активации разрушения 1 г/а материала:

$$m = \frac{U_0 - U_p}{U_{0,2}}, \quad (6)$$

где $U_{0,2}$ – энергия пластической деформации 1 г/а материала при напряжении $\sigma_{0,2}$, Дж/г/а;

Представив: $U_{0,2} = V_0 \cdot \sigma_{0,2}$, получим

$$m = \frac{V_0 \cdot \sigma_d - V_p \cdot \sigma_d}{V_0 \cdot \sigma_{0,2}} \quad (7)$$

Если ввести обозначение $k = V_p/V_0$ – степень действительного пластического деформирования объема 1 г/а материала, то имеем:

$$m = (1 - k) \cdot \frac{\sigma_d}{\sigma_{0,2}} \quad (8)$$

Таким образом, коэффициент m , являющийся тангенсом угла наклона диаграммы усталости к оси напряжений, представляет собой относительную энергию дилатации объема одного грамм-атома циклически нагружаемого материала, которая вызывает пластическую деформацию части этого объема, обуславливающую процесс деструкции материала и приводящую к катастрофическому разрушению последнего при пороговом значении коэффициента C .

Используя значение m , полученное экспериментально, из формулы (7) можно выразить V_d – пластически деформированную часть объема одного моля циклически деформируемого материала при напряжении σ_d :

$$V_d = \frac{V_0 \cdot (\sigma_d - m \cdot \sigma_{0,2})}{\sigma_d} = V_0 \left(1 - m \cdot \frac{\sigma_{0,2}}{\sigma_d} \right)$$

Установление физического смысла параметра V_d и определение его связи с коэффициентом m открывает возможности эффективного применения неразрушающего контроля для прогнозирования характеристик сопротивления усталости, так как, зная V_d , легко определить основной параметр диаграммы усталости – коэффициент m по формулам (7) и (8). Согласно данным [20], $\sigma_d \approx 0,1 \cdot G$, где σ_d – напряжение движения дислокаций, МПа; G – модуль сдвига, МПа. Установление физического смысла безразмерных коэффициентов m и C в уравнении диаграммы усталости дает возможность упростить методику ее построения, что снижает затраты трудовых и материальных ресурсов на проведение испытаний, повышает точность прогнозирования характеристик сопротивления усталости, а также расширяет возможности применения неразрушающего контроля для определения последних.

Выводы

1. Показано, что в двойных логарифмических координатах диаграммы многоциклового усталости металлических материалов с одинаковым химическим составом, но с разной технологической наследственностью, представляют собой семейство пря-

мых, исходящих из одной точки – полюса. Установлены координаты таких полюсов для стали 20, стали 45 и стали У7А.

2. Предложено уравнение диаграммы усталости (1) рассматривать как трехпараметрическое, где переменным является также и показатель степени m , характеризующий свойства конкретных материалов.

3. Установлен геометрический и энергетический смысл коэффициентов m и C в уравнении диаграммы усталости.

4. Проведенные исследования позволяют расширить представление о процессах усталости в конструкционных материалах, упростить методику построения диаграммы усталости и создать условия для эффективного применения неразрушающего контроля технического состояния материала конкретного объекта.

Список литературы

1. Коллинз Дж. Повреждение материалов в конструкциях: Анализ, предсказание, предотвращение /Пер. с англ. – М.: Мир, 1984. – 624 с.
2. Беженев А.И., Беженев С.А. Об одном подходе к оценке технического состояния деталей машин в условиях циклического деформирования с использованием акустической эмиссии //Современные проблемы механики сплошной среды. Труды VII Международной конференции, г. Ростов-на-Дону, 20-24 окт. 2001 г. – Т.1. – Ростов-на-Дону: изд-во СКНЦВШ, 2002. – С. 34-37.
3. Беженев С.А. Прогнозирование долговечности деталей машин неразрушающим методом акустической эмиссии //Техническая диагностика и неразрушающий контроль. – 2002. – № 4. – С. 9-13.
4. Беженев С.А., Беженев А.И., Коцюба В.Ю., Пахолка С.Н. Исследование усталостных характеристик углеродистой конструкционной стали с различной технологической наследственностью методом АЭ // Фізичні методи та засоби контролю середовищ, матеріалів та виробів (серія), вип. 9: Електромагнітні та акустичні методи неруйнівного контролю матеріалів та виробів; Зб. наук. праць. – Львів: Фізико-механічний інститут ім. Г.В.Карпенка НАН України, 2004. – С. 42-47.
5. Беженев С.А. Некоторые аспекты определения характеристик сопротивления усталости конструкционных материалов // Aims for future of engineering science: VI Int. sci. forum (Hong-Kong, March 23-30). – Proceedings: Gaudeamus, 2005. – P. 135-140.
6. Беженев С.А., Беженев А.И., Коцюба В.Ю., Пахолка С.Н. К вопросу оценки характеристик сопротивления усталости конструкционных материалов //Вестник двигателестроения. –

2004. – № 4. – С. 66-71.
7. ГОСТ 25.502-79 Методы механических испытаний металлов. Методы испытания на усталость – М.: Изд-во стандартов, 1980. – 32 с.
 8. Трощенко В.Т., Сосновский Л.А. Сопротивление усталости металлов и сплавов. Справочник в 2-х ч. – К.: Наук. думка, 1987. – 1303 с.
 9. Школьник Л.М. Методика усталостных испытаний. Справочник. – М.: Металлургия, 1978. – 304 с.
 10. ГОСТ 23.207-78 Сопротивление усталости. Основные термины, определения и обозначения – М.: Изд-во стандартов, 1978. – 48 с.
 11. ГОСТ 25.507-85 Методы испытания на усталость при эксплуатационных режимах нагружения – М.: Изд-во стандартов, 1985. – 32 с.
 12. ГОСТ 25.504-82 Расчеты и испытания на прочность. Методы расчета характеристик сопротивления усталости – М.: Изд-во стандартов, 1982. – 83 с.
 13. Вагапов Р.Д. Вероятностно-детерминистская механика усталости. – М.: Наука, 2003. – 254 с.
 14. Беженев С.А. О некоторых методологических аспектах интерпретации результатов испытаний на усталость //Вестник двигателестроения. – 2005. – № 1. – С. 53-57.
 15. Иванова В.С., Терентьев В.Ф. Природа усталости металлов. – М.: Металлургия, 1975. – 456 с.
 16. Umezawa O., Nagai K. Subsurface Crack Generation in High-cycle Fatigue for High Strength Alloys //ISIJ International. – 1997. – Vol. 37, No 12. – P. 1170-1179.
 17. Wang Q.Y., Baudry G., Bathias C., Berard J.Y. Subsurface crack initiation due to ultra-high cycle fatigue //Advances in mechanical behavior, plasticity and damage: Proc. of EUROMAT 2000. – Amsterdam – Lausanne – N.Y.: Elsevier, 2000. – Vol. 2. – P. 1083-1087.
 18. Терентьев В.Ф. Усталостная прочность металлов и сплавов – М.: Интермет Инжиниринг, 2002. – 288 с.
 19. Регель В.Р., Слуцкер А.И., Томашевский Э.Е. Кинетическая природа прочности твердых тел. – М.: Наука, 1974. – 560 с.
 20. Макклиток Ф.А., Аргон А.С. Деформация и разрушение материалов /Пер. с англ. – М.: Мир, 1970. – 443 с.
 21. Регель В.Р., Слуцкер А.И. Кинетическая природа прочности /Физика сегодня и завтра. – Л.: Наука, 1973. – С. 90-175.

Поступила в редакцию 09.03.2006 г.

Анотація: Наведено результати обробки за різними методиками експериментальних даних випробувань на втому різних конструкційних сталей. Розглянуто геометричні та енергетичні аспекти параметрів діаграми втому у багатоцикловій області.

Abstract: The results of the processing by different methods of the experimental data of the fatigue tests of the various structural steel have been presented. The geometric and energetic aspects of the parameters of the fatigue diagram in the high cyclic area have been considered.

УДК 681.3.069:681.3.015

Ю. М. Чоха

КОНЦЕПЦІЯ СИСТЕМИ ПОТОЧНОГО КОНТРОЛЮ ТА ДІАГНОСТУВАННЯ ГТД “ДІАГНОЗ-ЯКІСТЬ-НАДІЙНІСТЬ”

Анотація: Обґрунтовується принципово новий підхід до процесу діагностики ГТД з використанням комплексних діагностичних показників якості технічного стану і надійності функціонування авіадвигуна для прийняття експлуатаційного рішення.

Вступ

До числа пріоритетних науково-технічних проблем, що породжуються практикою проектування, виробництва й використання за призначенням технічних об'єктів та складних динамічних систем, відносяться проблеми пошуку методів і розробки оптимальних технологій управління якістю технічного стану (ТС) та надійністю функціонування (НФ) цих об'єктів (систем) [1].

Зважаючи на бурхливий розвиток інтелектуальних інформаційних технологій у вигляді експертних систем значно зросла зацікавленість дослідників та інженерів до вирішення зазначених проблем у промисловості, на транспорті, військовій справі та інших практичних застосувань наукоємких технологій ресурсозбереження [2].

Особливої актуальності проблема управління якістю ТС та НФ у процесі експлуатації набула для таких функціонально важливих складних динамічних об'єктів як сучасні ГТД, в яких деградаційні процеси, пошкодження та відмови функціональних складових створюють небезпечні посилення до виникнення льотних подій, значною мірою впливають на безпеку, регулярність та ефективність польотів повітряних суден [3].

Переведення авіаційних ГТД на нові більш прогресивні форми та технології експлуатації потребує вирішення ряду задач, пов'язаних з поточною оцінкою та прогнозуванням ТС окремих екземплярів двигунів, що діагностуються. Поряд із задачами технічної діагностики авіадвигунів (за критеріями зміни газодинамічних параметрів, рівнем вібрації, кінетики накопичення закоксування паливних форсунок, продуктів зношення пар тертя у мастилi і т.д.) велике значення набувають задачі, пов'язані з оцінкою зміни якості ТС та НФ конструктивних вузлів (елементів) ГТД в умовах регулярної експлуатації.

Враховуючи той беззаперечний факт, що якість ТС і НФ конструктивних вузлів сучасних ГТД взаємно корельовані, їх можна вважати критеріально визначальними характеристиками при контролі та діагностуванні авіадвигунів у процесі експлуатації. Проте, якщо вирішення прямої задачі діагностики ГТД щодо оцінки зміни їх якості та надійності фун-

кціонування пов'язано із значними труднощами, то можливий більш простий і ефективний підхід – вирішення оберненої задачі діагностики, тобто за визначеною зміною діагностичних параметрів ГТД контролювати та оцінювати зміну якості ТС та НФ ГТД в цілому і конструктивних вузлів (елементів) зокрема порівняно із зафіксованим ТС на початку експлуатації (або після останнього ремонту).

Під якістю технічного стану ГТД, відповідно до чинних стандартів якості, розуміють сукупність властивостей ГТД, які обумовлюють його придатність до використання за призначенням. Оцінка якості ТС ГТД здійснюється за комплексним діагностичним показником якості ТС (W_S), який являє собою узагальнену кількісну характеристику властивостей двигуна, що входять до складу його якості ТС та розглядаються відповідно до визначальних умов життєвого циклу (проекування, виробництва або експлуатації).

Під надійністю функціонування ГТД, відповідно до чинних стандартів, розуміють спроможність двигуна використовувати задані функції (а саме створення заданої величини тяги при заданій величині витрати палива) при збереженні за часом напрацювання значень експлуатаційних показників в заданих межах, які відповідають заданим режимам та умовам експлуатації. Оцінка надійності функціонування ГТД здійснюється за комплексним діагностичним показником надійності функціонування (P_S), що являє собою узагальнену кількісну характеристику того, що в межах заданого часу напрацювання двигуна він не втратить працездатності.

Виходячи з таких міркувань пропонується концепція принципово нової динамічної системи поточного контролю і діагностування авіаційних ГТД типу "діагноз-якість-надійність".

Базова багатомірна динамічна математична модель системи контролю і діагностування ГТД

За базову математичну модель (ММ) прийнято систему нелінійних диференціальних рівнянь [4], які у загальному вигляді описують і оцінюють динаміку зміни ТС ГТД у процесі експлуатації в багатомірному критеріальному просторі "час-діагноз-якість-

надійність":

$$\begin{cases} K_{\Sigma i}(t_i) = K_{\Sigma 0}(t_0) \pm (\Delta K_{\Sigma \text{вум}} + \frac{dK_{\Sigma i}}{dt_i} \Delta t_i), \\ W_{Si}(K_{\Sigma i}(t_i)) = W_{S0}(K_{\Sigma 0}(t_0)) - \frac{dW_{Si}}{dK_{\Sigma i}} \cdot \frac{dK_{\Sigma i}}{dt_i} \Delta t_i, \\ P_{Si}(K_{\Sigma i}(t_i)) = P_{S0}(K_{\Sigma 0}(t_0)) - \frac{dP_{Si}}{dK_{\Sigma i}} \cdot \frac{dK_{\Sigma i}}{dt_i} \Delta t_i, \end{cases} \quad (1)$$

де $K_{\Sigma i}(t_i)$, $W_{Si}(K_{\Sigma i}, t_i)$, $P_{Si}(K_{\Sigma i}(t_i))$ – поточні комплексні діагностичні показники (КДП) відповідно технічного діагнозу, якості ТС, надійності функціонування ГТД, які характеризують поточний ТС авіадвигуна у будь-який момент (t_i) його діагностування в умовах регулярної експлуатації; $K_{\Sigma 0}(t_0)$, $W_{S0}(K_{\Sigma 0}(t_0))$, $P_{S0}(K_{\Sigma 0}(t_0))$ початкові КДП відповідно технічного діагнозу, якості ТС, НФ ГТД, які має априорно справний двигун на початку (t_0) експлуатації (або після останнього ремонту); $\Delta K_{\Sigma \text{вум}}$ – допуск на величину систематичної похибки вимірювань штатної системи контролю параметрів типового ГТД; $\Delta t_i = t_{\text{ном}} - t_0$ – абсолютне значення поточного напрацювання ГТД.

Похідні КДП в рівняннях системи (1) характеризують динаміку їх зміни за часом напрацювання ГТД.

Визначення технічного діагнозу ГТД здійснюється за алгоритмами комплексного контрольно-розрахункового методу діагностування та комбінованого функціонально-тестового методу ідентифікації несправності [5, 6] за значеннями КДП двигуна в цілому (K_{Σ}) або його конструктивних вузлів (K_j). При цьому поточні значення КДП $K_{\Sigma i}(t_i)$ можуть змінюватись у двох напрямках від початкового $K_{\Sigma 0}(t_0)$ за співвідношенням:

$$K_{\Sigma i}(t_i) = K_{\Sigma 0}(t_0) \pm \Delta K_{\Sigma i}(\Delta t_i), \quad (2)$$

де $K_{\Sigma 0}(t_0) = 1,0$; $\square K_{\Sigma}(\square t_i) = \square K_{\Sigma \text{вум}} + \Delta K_{\Sigma i} / \Delta t_i \square t_i -$

абсолютне прирощення значення КДП у момент діагностування ГТД, яке характеризує місце виникнення несправності серед вузлів "холодної" ($-\square K_{\Sigma i}(\square t_i)$) або "гарячої" ($+\square K_{\Sigma i}(\square t_i)$) частин ГТД.

В той же час КДП якості ТС $W_{Si}(t_i)$ та надійності функціонування $P_{Si}(t_i)$ можуть змінюватись однобічно у напрямку зменшення від їх початкових значень $W_{S0}(t_0)$ і $P_{S0}(t_0)$ за співвідношеннями:

$$W_{Si}(t_i) = W_{S0}(K_{\Sigma 0}(t_0)) - \Delta W_{Si}(\Delta K_{\Sigma i}(\Delta t_i)), \quad (3)$$

$$P_{Si}(t_i) = P_{S0}(K_{\Sigma 0}(t_0)) - \Delta P_{Si}(\Delta K_{\Sigma i}(t_i)), \quad (4)$$

де $W_{S0}(K_{\Sigma 0}(t_0)) = 1,0 - \square W_{\text{Сексп.}}(\square K_{\Sigma \text{вум.}})$, $P_{S0}(K_{\Sigma 0}(t_0)) = 1,0 - \square P_{\text{Сексп.}}(\square K_{\Sigma \text{вум.}})$ – початкові значення КДП відповідно якості ТС і НФ ГТД у момент початку експлуатації (або після останнього ремонту); $\square W_{Si}(K_{\Sigma i}(t_0))$, $\square P_{Si}(K_{\Sigma i}(t_0))$ – абсолютні значення величини зміни КДП якості ТС та НФ ГТД у момент проведення його діагностування.

Отже, показники якості ТС та НФ являються монотонно зменшуваними функціями КДП ГТД (K_{Σ}) та часу напрацювання двигуна ($\square t_i$) з початку експлуатації (або після останнього ремонту) на момент проведення діагностування, тобто величини КДП якості ТС і НФ завжди менше одиниці. Графічна інтерпретація розглянутої ММ представлена на рис. 1.

Методика визначення поточного ТС ГТД за значеннями комплексних діагностичних показників

Відповідно до рис. 1 відзначимо характерні експлуатаційні діапазони можливих значень КДП ГТД $\{K_{\Sigma 1}(t_i)\}$, $\{W_{Si}(K_{\Sigma i}(t_i))\}$, $\{P_{Si}(K_{\Sigma i}(t_i))\}$, які оцінюють і характеризують поточний ТС двигуна у процесі його регулярної експлуатації.

Так при значеннях $K_{\Sigma i}(t_i)$ в межах 1-го ступеня $(1,0 - \Delta K_{\Sigma \text{вум}}) \leq K_{\Sigma 1}(t_i) \leq (1,0 + \Delta K_{\Sigma \text{вум}})$, (5)

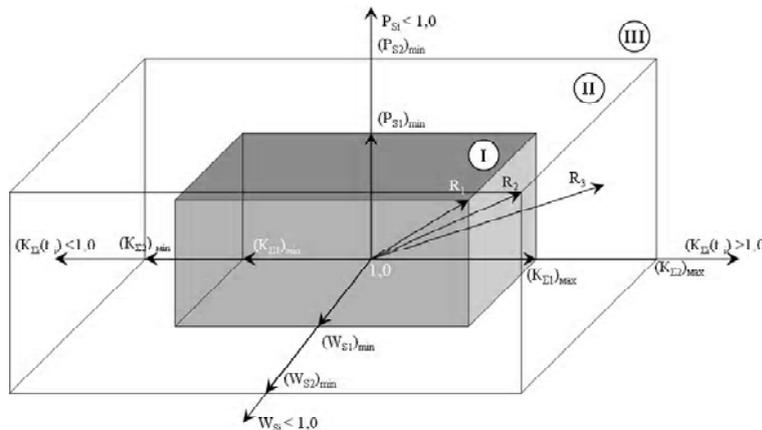


Рис. 1. Графічне подання ММ системи поточного контролю та діагностування ГТД "діагноз-якість-надійність": I, II, III – характерні експлуатаційні діапазони зміни показників якості ТС та надійності функціонування в залежності від діапазону зміни показника діагнозу за часом напрацювання двигуна; $\vec{R}_1, \vec{R}_2, \vec{R}_3$ – сумарні вектори поточних векторів показників діагнозу, якості ТС та надійності функціонування в характерних діапазонах їх зміни

які характеризують "справний" ТС ГТД, значення величини показника якості ТС $W_{S1}(K_{\Sigma 1}(t_i))$ знаходяться в межах діапазону 1-го рівня

$$(1,0 - \Delta W_{\text{Сексп}}(\Delta K_{\Sigma \text{вим}})) \leq W_{S1}(K_{\Sigma 1}(t_i)) \leq 1,0, \quad (6)$$

які характеризують "добрий" ступінь якості ТС ГТД, а величина показника надійності функціонування $P_{S1}(t_i)$ також знаходиться в межах діапазону 1-го рівня

$$(1,0 - \Delta P_{\text{Сексп}}(\Delta K_{\Sigma \text{вим}})) \leq P_{S1}(K_{\Sigma 1}(t_i)) \leq 1,0, \quad (7)$$

які характеризують надійність функціонування ГТД в межах "заданого" ("докритичного") рівня.

При таких показниках діагнозу, якості ТС і надійності функціонування ГТД може експлуатуватись на всіх визначених нормативною документацією штатних режимах без проведення профілактичних заходів, передбачених регламентом ТО.

Якщо поточні значення КДП знаходяться в межах 2-го діапазону

$$\begin{cases} (1,0 + \Delta K_{\Sigma \text{вим}}) < K_{\Sigma 2}(t_i) \leq \\ \leq (1,0 + \Delta K_{\Sigma \text{вим}} + [\Delta K_{\Sigma}]_{\text{дон}}); \\ (1,0 - \Delta K_{\Sigma \text{вим}} - [\Delta K_{\Sigma}]_{\text{дон}}) \leq \\ \leq K_{\Sigma 2}(t_i) < (1,0 - \Delta K_{\Sigma \text{вим}}), \end{cases} \quad (8)$$

де $[\Delta K_{\Sigma}]_{\text{дон}}$ – межево припустимий допуск на відхилення діагностичних параметрів від ТУ, то це характеризує "несправний", але "працездатний" ТС ГТД, тобто це передвідмовний стан двигуна, при якому значення показника якості ТС знаходяться в межах діапазону 2-го ступеня

$$\begin{aligned} (1,0 - \Delta W_{\text{Сексп}}(\Delta K_{\Sigma \text{вим}}) - W_{S\text{дон}}([\Delta K_{\Sigma}]_{\text{дон}})) \leq \\ \leq W_{S2}(K_{\Sigma 2}(t_i)) \leq (1,0 - \Delta W_{\text{Сексп}}(\Delta K_{\Sigma \text{вим}})), \end{aligned} \quad (9)$$

де $\Delta W_{S\text{дон}}([\Delta K_{\Sigma}]_{\text{дон}})$ – межево припустимий експлуатаційний допуск на якість ТС ГТД, тобто ступінь якості ТС вважається "задовільним", а значення показника надійності функціонування знаходяться в межах діапазону 2-го рівня

$$\begin{aligned} (1,0 - \Delta P_{\text{Сексп}}(\Delta K_{\Sigma \text{вим}}) - P_{S\text{дон}}([\Delta K_{\Sigma}]_{\text{дон}})) \leq \\ \leq P_{S2}(K_{\Sigma 2}(t_i)) \leq (1,0 - \Delta P_{\text{Сексп}}(\Delta K_{\Sigma \text{вим}})), \end{aligned} \quad (10)$$

де $\Delta P_{S\text{дон}}([\Delta K_{\Sigma}]_{\text{дон}})$ – межево припустимий експлуатаційний допуск на надійність функціонування ГТД, тобто надійність функціонування знаходиться в межах "допустимого" ("критичного") рівня.

При таких показниках діагнозу, якості ТС і НФ ГТД може експлуатуватись з певними обмеженнями або особливим контролем з прогнозуванням

динаміки погіршення ТС.

У випадку, коли поточні значення КДП $K_{\Sigma 3}(t_i)$ набувають величин 3-го діапазону

$$\begin{cases} K_{\Sigma 3}(t_i) > (1,0 + \Delta K_{\Sigma \text{вим}}[\Delta K_{\Sigma}]_{\text{дон}}); \\ K_{\Sigma 3}(t_i) < (1,0 - \Delta K_{\Sigma \text{вим}}[\Delta K_{\Sigma}]_{\text{дон}}), \end{cases} \quad (11)$$

це означає, що ТС ГТД "непрацездатний", якому відповідають значення показника якості ТС $W_{S3}(t_i)$ діапазону 3-го ступеня

$$\begin{aligned} W_{S3}(t_i) < (1,0 - \Delta W_{\text{Сексп}}(\Delta K_{\Sigma \text{вим}}) - \\ - \Delta W_{S\text{дон}}([\Delta K_{\Sigma}]_{\text{дон}})), \end{aligned} \quad (12)$$

що характеризує поточну якість ТС ГТД як "незадовільну", а значення показника НФ ГТД $P_{S3}(t_i)$ також сягають діапазону 3-го рівня

$$\begin{aligned} P_{S3}(t_i) < (1,0 - \Delta W_{\text{Сексп}}(\Delta K_{\Sigma \text{вим}}) - \\ - \Delta P_{S\text{дон}}([\Delta K_{\Sigma}]_{\text{дон}})), \end{aligned} \quad (13)$$

а це означає, що надійність функціонування ГТД знаходиться на "недопустимому" ("закритичному") рівні.

При таких показниках діагнозу, якості ТС і НФ подальша експлуатація даного екземпляру ГТД має бути припинена для виконання спеціальних профілактично – відновлювальних робіт, що дозволяють підвищити значення діагностичних показників до меж діапазону 2-го або 1-го рівня.

Графічна інтерпретація запропонованої методики визначення поточних показників якості ТС і надійності функціонування ГТД представлена на рис. 2, 3. Зведені дані щодо ранжування експлуатаційних діапазонів зміни комплексних діагностичних показників відповідно до розробленої концепції системи поточного контролю і діагностування ГТД типу "діагноз-якість-надійність" представлено у таблиці 1.

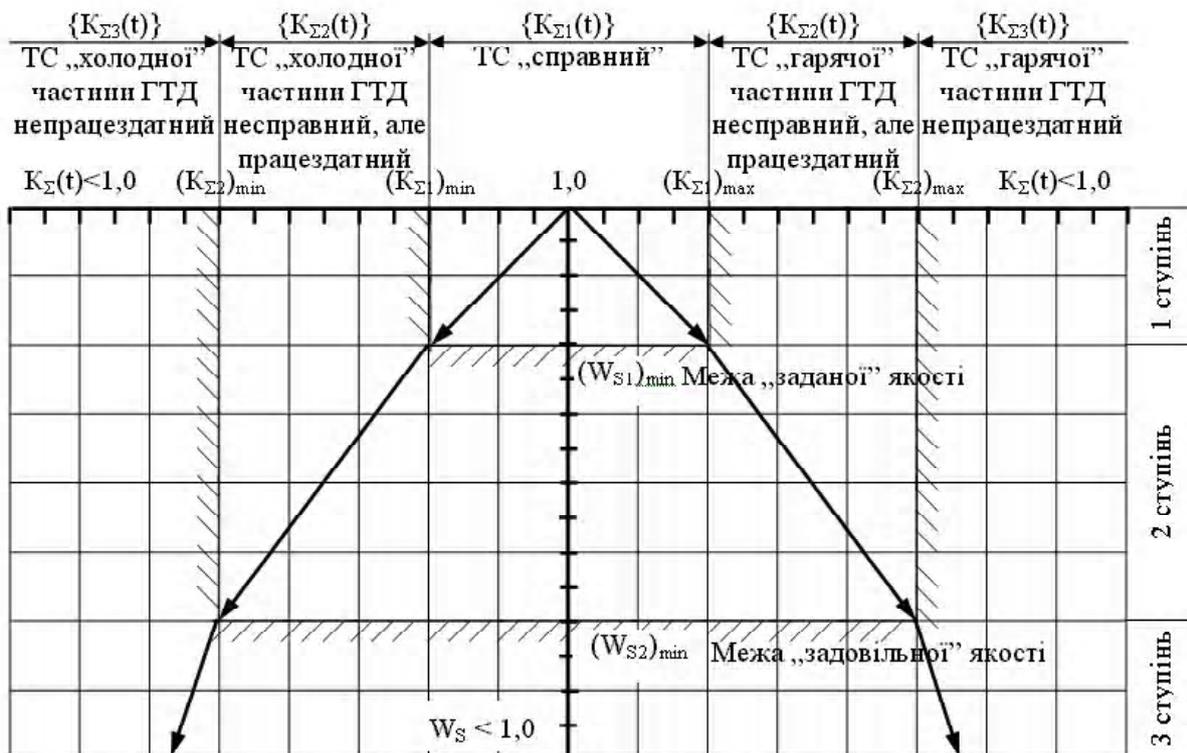


Рис. 2. Графічне визначення ступенів та діапазонів величин показника якості технічного стану ГТД (W_S) за діапазонами величин комплексного діагностичного показника ($K_\Sigma(t)$) двигуна, що діагностується

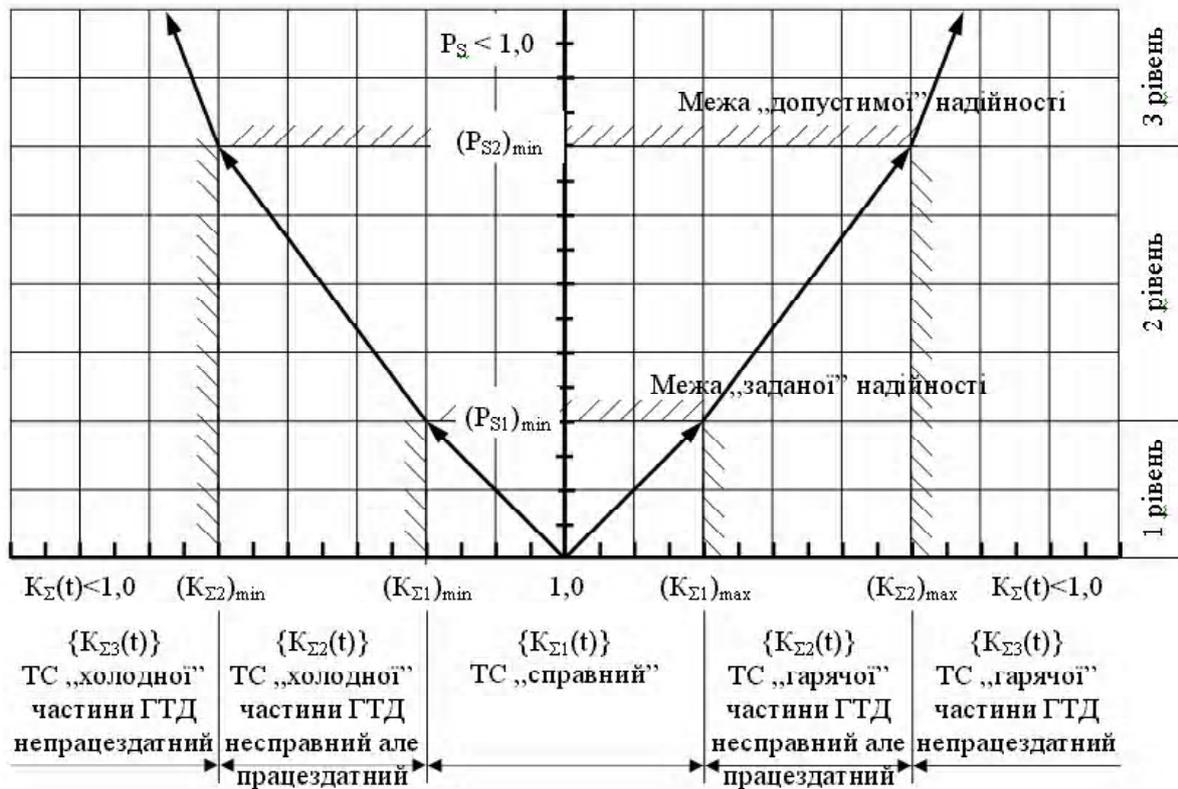


Рис. 3. Графічне визначення рівнів та діапазонів величин показника надійності функціонування ГТД (P_S) за діапазоном величин комплексного діагностичного показника ($K_\Sigma(t)$) двигуна, що діагностується

Таблиця 1 – Ранжування і характеристика експлуатаційних діапазонів зміни КДП та показників якості ТС і надійності функціонування проточної частини ГТД в системі діагностування "діагноз-якість-надійність"

Ранги та характеристика діапазонів діагностування	Діапазон значень показників		
	технічного діагнозу ($K_{\Sigma i}$)	якості технічного стану (W_{Si})	надійності функціонування (P_{Si})
1. Докритичний ТС: ГТД справний, доброго ступеня якості та заданого рівня НФ	$(1,0 - \Delta K_{\Sigma \text{вим}}) \leq K_{\Sigma 1}(t_i) \leq (1,0 + \Delta K_{\Sigma \text{вим}})$ "СПРАВНИЙ"	$(1,0 - \Delta W_{\text{Сексп}}(\Delta K_{\Sigma \text{вим}})) \leq W_{S1}(K_{\Sigma 1}(t_i)) \leq 1,0$ "ДОБРИЙ"	$(1,0 - \Delta P_{\text{Сексп}}(\Delta K_{\Sigma \text{вим}})) \leq P_{S1}(K_{\Sigma 1}(t_i)) \leq 1,0$ "ЗАДАНИЙ"
2. Критичний: ТС ГТД працездатний, задовільного ступеня якості допустимого рівня НФ	$\begin{cases} (1,0 + \Delta K_{\Sigma \text{вим}}) < K_{\Sigma 2}(t_i) \leq (1,0 + \Delta K_{\Sigma \text{вим}} + [\Delta K_{\Sigma}]_{\text{дон}}); \\ (1,0 - \Delta K_{\Sigma \text{вим}} - [\Delta K_{\Sigma}]_{\text{дон}}) \leq K_{\Sigma 2}(t_i) < (1,0 - \Delta K_{\Sigma \text{вим}}), \end{cases}$ "несправний але працездатний"	$\begin{cases} (1,0 - \Delta W_{\text{Сексп}}(\Delta K_{\Sigma \text{вим}}) - W_{S\text{дон}}([\Delta K_{\Sigma}]_{\text{дон}})) \leq W_{S2}(K_{\Sigma 2}(t_i)) \leq (1,0 - \Delta W_{\text{Сексп}}(\Delta K_{\Sigma \text{вим}})) \end{cases}$ "задовільний"	$\begin{cases} (1,0 - \Delta P_{\text{Сексп}}(\Delta K_{\Sigma \text{вим}}) - P_{S\text{дон}}([\Delta K_{\Sigma}]_{\text{дон}})) \leq P_{S2}(K_{\Sigma 2}(t_i)) \leq (1,0 - \Delta P_{\text{Сексп}}(\Delta K_{\Sigma \text{вим}})) \end{cases}$ "допустимий"
3. Закритичний: ТС ГТД непрацездатний, незадовільної якості і недопустимого рівня НФ	$\begin{cases} K_{\Sigma 3}(t_i) > (1,0 + \Delta K_{\Sigma \text{вим}} + [\Delta K_{\Sigma}]_{\text{дон}}); \\ K_{\Sigma 3}(t_i) < (1,0 - \Delta K_{\Sigma \text{вим}} + [\Delta K_{\Sigma}]_{\text{дон}}) \end{cases}$ "непрацездатний"	$\begin{cases} W_{S3}(t_i) < (1,0 - \Delta W_{S\text{експ}}(\Delta K_{\Sigma \text{вим}}) - \Delta W_{S\text{дон}}([\Delta K_{\Sigma}]_{\text{дон}})) \end{cases}$ "незадовільний"	$\begin{cases} P_{S3}(t_i) < (1,0 - \Delta P_{S\text{експ}}(\Delta K_{\Sigma \text{вим}}) - \Delta P_{S\text{дон}}([\Delta K_{\Sigma}]_{\text{дон}})) \end{cases}$ "недопустимий"

Висновки

Основною особливістю зазначеної системи діагностування є поєднання визначеного за ККР методом поточного діагнозу ГТД як об'єкта в цілому, так і на рівні конструктивних вузлів (елементів) за новими критеріями – якості технічного стану та надійності функціонування двигуна (вузла, елемента), що дозволяє розширити просторову оцінку технічного стану ГТД з двовірної ("час напрацювання-діагноз") до чотиримірної ("час напрацювання-діагноз-якість ТС-надійність функціонування"). Такий підхід дає можливість значно глибше оцінювати поточний ТС ГТД як з технологічної точки зору (за ступенем якості ТС), так і з точки зору безпеки експлуатації (за рівнем надійності функціонування).

Запропоноване ранжування можливих експлуатаційних значень комплексного діагностичного показника ($K_{\Sigma}(t)$) дозволяє визначити характерні ступені, рівні й діапазони зміни показників якості ТС та надійності функціонування ГТД, що, у свою чергу, дає можливість надавати просторову характеристику поточного ТС конкретного екземпляру двигуна, що діагностується (табл. 1)

Розроблена математична модель системи діагностування "діагноз-якість-надійність" і алгоритми визначення її поточних показників дозволяє досить просто адаптувати їх в автоматизовані та експертні системи діагностування ГТД.

Концепцію системи поточного контролю та діагностування "діагноз-якість-надійність" можна вважати базовою для розроблення нової стратегії експлуатації авіатехніки, зокрема ГТД, за технічним станом з контролем рівня льотної придатності.

Список літератури

1. Барзилович Е.Ю. Модели технического обслуживания сложных систем. – М.: Высшая математика, 1982. – 231 с.
2. Дубровин В.И., Субботин С.А., Богуслаев А.В. Интеллектуальные средства диагностики и прогнозирования надежности авиадвигателей. – Запорожье: ОАО "Мотор-Сич", 2003. – 279 с.
3. Безопасность авиации / В.П. Бабак, В.П. Харченко, В.О. Максимов та ін.; За ред. В.П. Бабака. – К.: Техніка, 2004. – 584 с.
4. Чоха Ю.М. Математична модель динамічної системи діагностики ГТД "діагноз – якість-надійність" / Вісник НАУ. – К.: НАУ, 2006. – №1. – С. 76-79.
5. Дмитрієв С.О., Чоха Ю.М. Застосування комплексного контрольно-розрахункового методу діагностування конструктивних вузлів типових ТРДД для динамічних ЕСД // Вестник двигателестроения. – 2004. – № 1. – С. 27-

29.

Поступила в редакцию 07.02.2006 г.

6. Дмитриев С.А., Чоха Ю.Н. Методика применения функционально-тестового метода идентификации неисправностей ТРДД в среде динамической ЕСД. // Вестник двигателестроения. –2004. – № 2. –С. 173-176.

Аннотация: Обосновывается принципиально новый подход к процессу диагностики ГТД с использованием комплексных диагностических показателей качества технического состояния и надежности функционирования авиадвигателя для принятия эксплуатационного решения.

Abstract: Is motivated in principal new approach to process of the diagnostics GTE with the use of the complex diagnostic factors quality technical condition and reliability of the operation gas-turbine engine for taking the working decision.

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ ФАКТОРОВ НА ДИНАМИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ТРДД ПРИ ПРИЕМИСТОСТИ

Аннотация: Представлены качественные и количественные показатели оценки изменения динамических свойств двухконтурного турбореактивного двигателя при проведении натурного эксперимента с изменением технического состояния элементов конструкции проточной части газодинамического стенда на базе Аи-25.

Опыт эксплуатации показывает, что газодинамическая устойчивость (ГДУ) компрессоров авиационных ГТД является одним из наиболее важных условий, определяющих уровень безопасности полетов. В настоящее время, с учетом специфики эксплуатации и конструктивных особенностей ряда двигателей, характерна такая неисправность, как снижение запаса газодинамической устойчивости. Снижение газодинамической устойчивости связано в первую очередь как с изменением геометрии элементов узлов проточной части, так и двигателя в целом. Изменение геометрии проточной части может быть связано с конструктивными и производственными факторами, наличием эксплуатационных факторов, а именно: износ спецслоя, погнутости, забоины, разбандажирование лопаток, отложение на лопатках, поверхности ротора и статора, коррозионный или эрозионный износ. Анализ статистических данных ТРДД Д-36 и Д-18Т ЗМКБ "Прогресс" указывает на то, что 70% от общего числа возникновения помпажа двигателя приходится на потерю газодинамической устойчивости на переходных процессах. Согласно [1] порядка 84 % от всего количества отказов и неисправностей, возникает на неустановившихся режимах работы двигателя. Все большее внимание уделяется разработке методов диагностирования ГТД на переходных режимах, однако использование этих методов требует достаточной и необходимой контролепригодности двигателя, бортовых или наземных средств регистрации и контроля параметров рабочего процесса ГТД, необходима разработка адекватных математических моделей рабочего процесса и диагностических математических моделей, поиска и разработки новых диагностических признаков и комплекса параметров. Для качественной и количественной оценки влияния эксплуатационных факторов на динамические характеристики и газодинамический процесс работы ГТД в целом, были проведены исследования в математической среде Matlab 6.5, используя данные эксперимента на газодинамическом стенде Аи-25.

Для двухвального ГТД условия совместной работы газогенератора описывается следующими

уравнениями [2, 3, 4].

Уравнение неразрывности в нестационарном потоке

$$G_{\Gamma} = G_g(1 + g_T)(1 - g_{отб} - g_{охл}) - \Delta G, \quad (1)$$

где G_{Γ} – расход рабочего тела через сечение "Г" на входе в турбину; G_g – расход рабочего тела через сечение на входе в компрессор «В»; g_T – относительный расход топлива; $g_{отб}$, $g_{охл}$ – соответственно относительные расходы воздуха, отбираемые на самолетные нужды и охлаждение турбины;

$\Delta G = \iiint_{V_{B-\Gamma}} \frac{\partial \rho}{\partial t} dV$ – увеличение (если $\frac{\partial \rho}{\partial t} > 0$) или

уменьшение (если $\frac{\partial \rho}{\partial t} < 0$) массы рабочего тела

содержащейся в объеме между сечениями на входе в компрессор и турбину, в единицу времени [5]; ρ – плотность рабочего тела. Величина ΔG в уравнении (1) может быть представлена в виде

$$\Delta G = \frac{d\rho}{d\rho} V_{B-\Gamma}. \quad (2)$$

где $\frac{d\rho}{d\rho}$ – изменение во времени средней плотности рабочего тела в рассматриваемом объеме; $V_{B-\Gamma}$ – объем рабочего тела, заключенного между сечениями "В" и "Г". Уравнение (2) можно представить в виде

$$\Delta G \approx 0,5 V_{B-\Gamma} \sqrt{\frac{\rho_B d\rho_{\Gamma}}{\rho_{\Gamma} dt}}. \quad (3)$$

Параметр ΔG можно разложить на составляющие, такие, как $\Delta G = \Delta G_{\kappa} + \Delta G_{\kappa.c.}$.

Считая процесс в объеме компрессора близким к адиабатному, выразим связь между плотностью и давлением в дифференциальной форме [4], тогда для определения величины ΔG_{κ} можно воспользоваться уравнением (3), которое принимает вид

$$\Delta G_{\kappa} \approx 0,3571 \frac{M_{\kappa} dP_{\kappa}}{P_{\kappa} dt}, \quad (4)$$

где $\frac{dP_{\kappa}}{dt}$ – изменение во времени давления за компрессором.

$$\Delta G_{\kappa.c.} = \frac{dM_{\kappa.c.}}{dt}. \quad (5)$$

Если принять во внимание, что $M_{\kappa.c.} \approx \frac{P_{\kappa}^* V_{\kappa.c.}}{R_{\Gamma} T_{\Gamma}^*}$

[6], то уравнение (5) сводится к следующему виду

$$\Delta G_{\kappa.c.} = \frac{V_{\kappa.c.}}{R_{\Gamma} T_{\Gamma}^*} \left(\frac{dP_{\kappa}}{dt} - \frac{P_{\kappa}^* dT_{\Gamma}^*}{T_{\Gamma}^* dt} \right). \quad (6)$$

С использованием автоматической системы проектирования (САПР) КОМПАС 3D V6 Plus были получены значения объемов камеры сгорания, компрессора низкого давления и компрессора высокого давления с некоторой допустимой погрешностью. Численное значение величины ΔG было получено из выражения

$$\Delta G \approx \left(\frac{0,3571 V_{\text{В-КР}}}{P_{\kappa}} + \frac{V_{\kappa.c.}}{R_{\Gamma} T_{\Gamma}^*} \right) \frac{dP_{\kappa}^*}{dt}. \quad (7)$$

Получив значение ΔG можно сделать вывод, что этот параметр не оказывает существенного влияния в определении расхода рабочего тела при

приемистости данного двигателя. Принимая во внимание вышесказанное, при расчете мощностей, моментов и расходов воздуха по контурам, параметром ΔG можно пренебречь. Для определения таких динамических характеристик как избыточные моменты роторов низкого и высокого давлений, постоянной времени роторов необходимо располагать значением регистрируемого параметра, как $n_{\text{ед}} = f(t)$. Значение безразмерной величины ΔM_i избыточного момента роторов двигателя определяем из выражения [2, 4]

$$\Delta M_i = 6,28 J_{p_i} \frac{dn_i}{dt}, \quad (8)$$

где J_p – полярный момент инерции ротора относительно оси вращения.

Постоянную времени роторов низкого и высокого давлений определяем по формуле [2, 4]

$$T_i = \frac{-0,1046 J_{p_i}}{\Delta M_i}. \quad (9)$$

На рис. 1, 2 представлены результаты вычисления динамических характеристик ТРДД с использованием термогазодинамических параметров, полученных при проведении эксперимента.

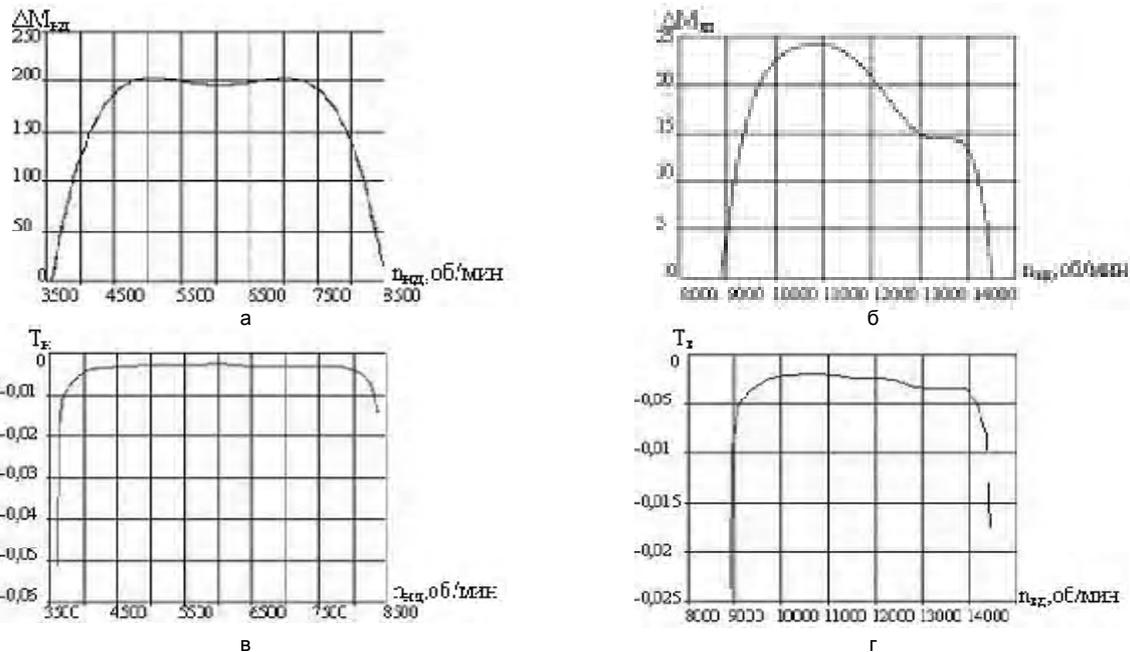


Рис. 1. Изменение динамических характеристик при исходном состоянии ТРДД:

- а – значение избыточного крутящего момента ротора низкого давления $\Delta M_{нд}$, б – значение избыточного крутящего момента ротора высокого давления $\Delta M_{вд}$, в – значение постоянной времени ротора низкого давления $T_{нд}$, г – значение постоянной времени ротора высокого давления $T_{вд}$

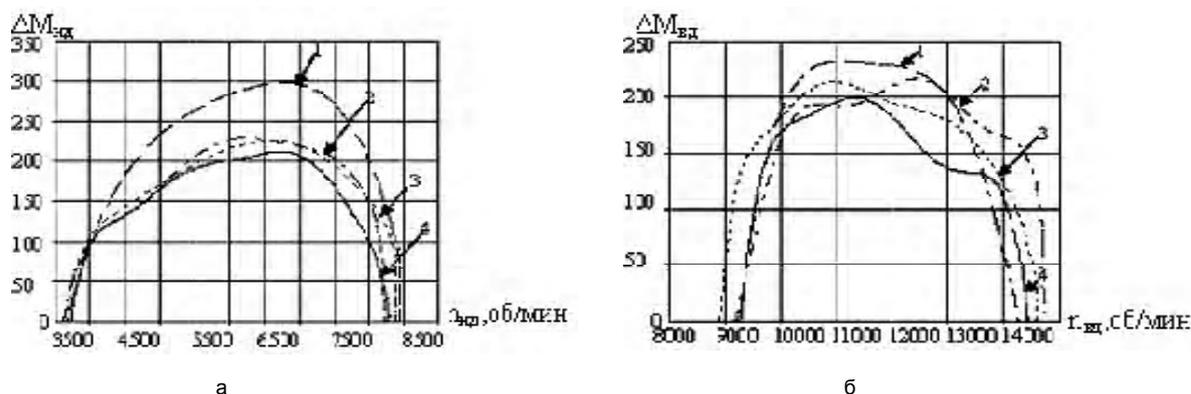


Рис. 2. Изменение динамических свойств ТРДД с неисправностью:

- а – значение избыточного крутящего момента ротора низкого давления $\Delta M_{нд}$, б – значение избыточного крутящего момента ротора высокого давления $\Delta M_{вд}$; 1 – повреждение элементов конструкции проточной части КВД, 2 – повреждение элементов конструкции проточной части КНД, 3 – повреждение элементов конструкции проточной части ТНД, 4 – неисправность топливных форсунок

Исследуя поведение изменения динамических характеристик $T_{нд}$, $T_{вд}$, $\Delta M_{нд}$, $\Delta M_{вд}$, можно прийти к выводу, что наибольшее влияние на динамические свойства двигателя при приемистости оказывают такие неисправности, как повреждение проточной части КВД, при этом наибольшая чувствительность проявляется у характеристики $\Delta M_{вд} = f(n_{вд})$. Поэтому необходимо проводить дальнейшие исследования с целью оценки характера поведения коэффициентов усиления, степени устойчивости системы, постоянной времени и газодинамической устойчивости в целом. Перечисленные параметры могут быть использованы в качестве диагностических признаков при разработке диагностической модели оценки технического состояния проточной части ТРДД.

Список литературы

1. Зарубежный опыт//Воздушный транспорт. Экспресс информация. – 1988. – №19 – С. 6-14.
2. Дмитриев С.А., Ратинский В.В., Шаабдиев С.Ш.

Исследование переходных процессов в двухконтурных двигателях при повреждении элементов проточной части // Промышленная теплотехника. – К.: 1998, т. 20, №6, – С. 42-44.

3. Сосунов В.А, Литвинов Ю.А. Неустойчивые режимы работы авиационных газотурбинных двигателей. – М.: Машиностроение, 1975. – 216 с.
4. Панин В.В. Газодинамическая устойчивость компрессоров авиационных ГТД. – Киев: КМУ-ГА, 1998. – 152с.
5. Станюкович К.П. Неустойчивое движение сплошной среды. – М.: Наука, 1971. – 854 с.
6. Добрянский Г.В., Мартынова Т.С. Динамика авиационных ГТД. – М.: Машиностроение, 1989. – 240 с.

Поступила в редакцию 13.03.2006 г.

Анонція: Наведені якісні та кількісні показники оцінки зміни динамічних властивостей двоконтурного турбореактивного двигуна при проведенні натурного експерименту із зміною технічного стану елементів конструкції проточної частини газодинамічного стенду на базі АІІІІ-25.

Abstract: Qualitative and quantitative characteristics of dynamic properties of double contour jet engine are presented experiment while the technical state of the flowing part design of the engine "Au-25" gas dynamics stall change.

УДК 629.7.036:539.4

А. В. Шереметьев, В. Б. Жуков, С. И. Хоменко

МЕТОДОЛОГИЯ СТАТИЧЕСКИХ ИСПЫТАНИЙ КОРПУСОВ ГТД

Аннотация: Рассмотрена методология, уточняющая схему нагружения корпусов статора и узлов подвески двигателя к самолету при статических испытаниях.

Введение

В настоящей статье изложена методика статических испытаний корпусов и узлов подвески полноразмерного двигателя или его макета.

Приведено обоснование упрощенной методики статических испытаний корпусов, из которых рассматриваются испытания силовых поясов и узлов подвески – наиболее ответственных деталей статора ГТД.

Существующая методика статических испытаний корпусов ГТД

Методика статических испытаний изложена в работе ЦИАМ [1], где дано обоснование необходимости проведения статических испытаний статора для определения его прочности и жесткости. Приведены основные задачи испытаний. В качестве объекта испытаний может быть принят как полноразмерный двигатель, так и полноразмерный макет с ложным валом.

Крепление двигателя к стенду должно осуществляться с помощью самолетных подвесок.

В работе [1] также описана система измерений регистрации экспериментальных данных и рассмотрен порядок проведения испытаний.

Воспроизведение нагрузок, действующих на двигатель, имитируются в виде сосредоточенных, что приводит к существенным погрешностям, так как нагрузки носят распределенный характер.

Применяемая при испытаниях оснастка предусматривает условия закрепления и нагружения узлов статора. Обычно условия закрепления узлов не соответствуют условиям их крепления в системе статора, т.е. не выполняются граничные условия. Нагрузки, прикладываемые к узлам, также не соответствуют нагрузкам, действующим на двигателе, где они носят распределенный характер, а не сосредоточены, как это принято при испытаниях. Они прикладываются через дополнительные элементы жесткости, которые приводят к изменению прочности и жесткости корпусов статора.

Температурные напряжения при таких испытаниях не определяются.

Испытания не позволяют достоверно определить прочность и жесткость корпусов и узлов подвески двигателя и носят условный характер.

Для увеличения точности испытаний в США со-

вершается экспериментальная база. Создаются поворотные стенды, позволяющие проводить испытания, приближающиеся к полетным условиям. На этих стендах имитируются нагрузки, действующие на двигатель в полете. При этом создаются инерционные нагрузки и гироскопические эффекты, действующие на двигатель при повороте стенда.

Однако для разработки и создания таких стендов требуются значительные материальные затраты, хотя в дальнейшем при доводке двигателя они полностью себя оправдывают.

Предлагаемый способ определения и приложения нагрузок

Испытания проводятся в лабораторных условиях на обычных стендах. При этом применяется не поузловое приложение нагрузок, а нагрузки прикладываются только к элементам жесткости, которые предусмотрены конструкцией статора. Такими элементами являются силовые пояса, двухслойные и трехслойные корпуса, содержащие стойки и др. Нагружение таких корпусов не требует их дополнительного усиления в местах приложения нагрузок и, следовательно, жесткость и прочность статора не изменится. Причем принимается минимально возможное количество прикладываемых нагрузок.

Это количество нагрузок должно создать такое напряженно-деформированное состояние статора, которое не отличалось или незначительно отличалось бы от действительного, что достигается следующим образом. В зависимости от полетного случая, на котором проводится испытание, выполняется расчет статора по безмоментной теории оболочек [2], которая с учетом сдвига соответствует стержневой теории. Определяются реакции в опорах роторов, которые прикладываются к соответствующим корпусам статора. Далее с учетом этих реакций и нагрузок, действующих на статор, находят реакции в узлах подвески.

Не делая различия между силами и реакциями в подвесках, определяются поперечные силы и изгибающие моменты, которые подсчитываются по формулам

$$Q = \int_0^x q dx + \sum_{i=1}^m H(x, c_i) P_i + (H(x, a_2) - H(x, a_1)) \times \\ \times (a_1 - a_2)^{-1} \left[\int_0^x \int_0^x q dx^2 + \sum_{i=1}^m P_i (\ell - c_i) + \sum_{i=1}^m L_i \right] + \\ + ((\ell - a_2) H(x, a_1) - (\ell - a_1) H(x, a_2)) \times \\ \times (a_2 - a_1)^{-1} \left[\int_0^x q dx + \sum_{i=1}^m P_i \right]; \quad (1)$$

$$M = \int_0^x \int_0^x q dx^2 + \sum_{i=1}^m H(x, c_i) P_i (x - c_i) + \sum_{i=1}^m H(x, b_i) L_i + \\ + (H(x, a_2)(x - a_2) - H(x, a_1)(x - a_1))(a_2 - a_1)^{-1} \times \\ \times \left[\int_0^x \int_0^x q dx^2 + \sum_{i=1}^m P_i (\ell - c_i) + \sum_{i=1}^m L_i \right] + \\ + (H(x, a_1)(x - a_1)(\ell - a_2) - H(x, a_2)(x - a_2)(\ell - a_1)) \times \\ \times (a_2 - a_1)^{-1} \times \left[\int_0^x q dx + \sum_{i=1}^m P_i \right], \quad (2)$$

где q – переменная распределенная нагрузка;

P_i – сосредоточенная сила;

L_i – сосредоточенный изгибающий момент;

ℓ – длина статора;

c_j – расстояние от точки приложения силы до начала балки;

b_j – расстояние от точки приложения момента до начала балки;

a_1 – расстояние от переднего края статора до передней опоры;

a_2 – расстояние от переднего края статора до задней опоры.

$H(x, a_i); H(x, b_i); H(x, c_i)$ – функции Хевисайда, равные

$$H(x, a_i) = 0 \text{ при } x < a_i;$$

$$H(x, a_i) = 1 \text{ при } x \geq a_i;$$

$$H(x, b_i) = 0 \text{ при } x < b_i;$$

$$H(x, b_i) = 1 \text{ при } x \geq b_i;$$

$$H(x, c_i) = 0 \text{ при } x < c_i;$$

$$H(x, c_i) = 1 \text{ при } x \geq c_i.$$

На основании приведенных формул строятся эпюры поперечных сил Q и изгибающих моментов M по длине двигателя.

Далее принимается ряд сил P_j , приложенных на элементах жесткости статора. Эти силы P_j подбираются таким образом, чтобы эпюры Q и M от их действия соответствовали эпюрам, полученным от эксплуатационных нагрузок по формулам (1) и (2). При удовлетворительном совпадении эпюр, найденных по формулам (1) и (2) и эпюр, построенных от принятых сил P_j – можно сделать вывод об эквивалентности принятых сил P_j при испытаниях заданным нагрузкам, действующим при эксплуатации.

Необходимо учесть, что при испытаниях статора и узлов подвески, если заданные силы P_j не воспроизводят реакции в узлах подвески от эксплуатационных нагрузок, то необходимо дополнить их величинами ΔR_a и ΔR_b , чтобы получить реакции R_a и R_b , действующие в узлах передней и задней подвесок от эксплуатационных нагрузок. Дополнительные силы ΔR_a и ΔR_b , прикладываются в плоскостях передней и задней подвесок и принимаются во внимание при построении эпюр поперечных сил и моментов от принятых нагрузок P_j .

Отметим, что при определении нагрузок P_j может возникнуть необходимость ряда соответствующих расчетов при варьировании нагрузок P_j , ΔR_a и ΔR_b .

Приняв ряд сил P_j , приложенных в местах увеличенной жесткости корпусов на расстоянии c_j от начала отсчета, определяем реакции в узлах подвески от этих сил; дополняя их при необходимости силами ΔR_a и ΔR_b .

Далее рассчитываем поперечные силы и изгибающие моменты по формулам:

$$Q = \sum_{j=1}^N H(x, c_j) P_j + ((\ell - a_2) H(x, a_1) - \\ - (\ell - a_2) H(x, a_2)) (a_2 - a_1)^{-1} \sum_{j=1}^N P_j; \quad (3)$$

$$M = \sum_{j=1}^N H(x, c_j) P_j (x - c_j) + (H(x, a_2)(x - a_2) - \\ - H(x, a_1)(x - a_1))(a_2 - a_1)^{-1} \sum_{j=1}^N P_j (\ell - c_j) + \\ + (H(x, a_1)(x - a_1)(\ell - a_2) - H(x, a_2)(x - a_2)(\ell - a_1)) \times \\ \times (a_2 - a_1)^{-1} \sum_{j=1}^N P_j, \quad (4)$$

где $H(x, c_j) = 0$ при $x < c_j$;

$H(x, c_j) = 1$ при $x \geq c_j$.

На основании формул (3) и (4) строим эпюры поперечных сил Q и изгибающих моментов M и сравниваем их с эпюрами, полученными по формулам (1) и (2). При удовлетворительном их совпадении, как отмечалось выше, принимаем силы P_j для проведения эксперимента.

При определении запасов прочности и прогибов делаем поправки на температуры пределов прочности и модулей упругости материалов.

Учет температур на прочность и жесткость статора

Температуры учитываются при определении запасов прочности и длительной прочности. С учетом температур принимаются пределы прочности и длительной прочности; при этом температурные напряжения, возникающие в корпусах, не учитываются.

На углы поворота и прогибы с учетом температур, делаем поправки, связанные лишь с изменением модулей нормальной упругости и сдвига, зависящие от температуры.

Для углов поворота и прогибов поправки находятся по формулам, имеющим место в сечениях статора x :

$$\vartheta_3^t = \vartheta_3 \frac{\vartheta^t}{\vartheta}; \quad (5)$$

$$\zeta_3^t = \zeta_3 \frac{\zeta^t}{\zeta}, \quad (6)$$

где ϑ_3^t, ζ_3^t – экспериментально найденные угол поворота и прогиб с учетом поправки на температуры;

ϑ_3, ζ_3 – экспериментально найденные угол поворота и прогиб в нормальных условиях;

ϑ, ζ – расчетные угол поворота и прогиб в нормальных условиях;

ϑ^t, ζ^t – расчетные угол поворота и прогиб с учетом температур.

Углы поворота ϑ, ϑ^t и прогибы ζ, ζ^t с учетом сдвига определяются зависимостями:

$$\begin{aligned} \vartheta = & \int_0^x M(EI)^{-1} dx + (a_2 - a_1)^{-1} \int_0^{a_1} \int_0^x M(EI)^{-1} dx^2 - \\ & - (a_2 - a_1)^{-1} \int_0^{a_2} \int_0^x M(EI)^{-1} dx^2 + (a_2 - a_1)^{-1} \times \\ & \times \left(\int_0^{a_2} kQ(GF)^{-1} dx - \int_0^{a_1} kQ(GF)^{-1} dx \right) - kQ(GF)^{-1}; \quad (7) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \zeta = & \int_0^x \int_0^x M(EI)^{-1} dx^2 + (a_2 - x)(a_2 - a_1)^{-1} \times \\ & \times \int_0^{a_1} \int_0^x M(EI)^{-1} dx + (a_1 - x)(a_2 - a_1)^{-1} \times \\ & \times \int_0^{a_2} \int_0^x M(EI)^{-1} dx^2 + (a_2 - x)(a_2 - a_1)^{-1} \times \\ & \times \int_0^{a_1} kQ(GF)^{-1} dx - (a_1 - x)(a_2 - a_1)^{-1} \times \\ & \times \int_0^{a_2} kQ(GF)^{-1} dx - \int_0^x kQ(GF)^{-1} dx, \quad (8) \end{aligned}$$

где k – безразмерный коэффициент, зависящий от формы поперечного сечения (для тонкостенного кольцевого сечения $k = 2$);

E – модуль упругости;

I – момент инерции поперечного сечения;

G – модуль сдвига;

F – площадь поперечного сечения.

При наличии температуры в этих формулах принимаются E_t, G_t .

Статические испытания силовых поясов и узлов подвески

Приведенная выше методика статиспытаний статора, учитывающая уточнение нагрузок и мест их приложения, остается довольно сложной, требующей значительных материальных затрат на проведение эксперимента.

Удовлетворительные результаты напряженно-деформированного состояния дают испытания отдельных корпусов или их моделей с учетом всех действующих нагрузок и соответствующих граничных условий при их закреплении. Однако, воспроизведение различных эксплуатационных нагрузок для отдельных корпусов требует также создания специальных стендов, при отсутствии которых, испытания проводятся силовых поясов и узлов подвески, так как силовые пояса имеют сложное конструктивное выполнение, расчет которых на прочность и жесткость представляет определенные трудности [1]. Прочность и жесткость остальных корпусов с достаточной точностью оценивается расчетным путем, при этом учитываются давление действующее на корпуса, как на внутреннее, так и внешнее, температурное состояние статора рассматривается переменным по длине статора и по толщине его стенок.

При проведении испытаний силовых поясов и узлов подвески рассматривается обратная задача: в зависимости от полетного случая, на котором

проводятся испытания от инерционных нагрузок и тягового момента, определяются реакции в узлах подвески переднего и заднего силовых поясов. Далее эти реакции, принимаемые как активные силы, прикладываются к соответствующим узлам подвески, при этом силовой пояс с помощью переходника закрепляется на жесткой плите, с такой протяженностью, где угол поворота на границе с плитой равен нулю, который определяется расчетом.

Список литературы

1. Методы расчета на прочность корпусов, оболочек, направляющих и сопловых аппаратов газотурбинного двигателя. Труды ЦИАМ №769, ЦИАМ, 1977. – 326 с.
2. Богуслаев В.А., Жуков В.Б., Яценко В.К. Прочность деталей ГТД, г. Запорожье, изд. ОАО “Мотор Сич”, 2003. – 528 с.

Поступила в редакцию 10.03.2006 г.

Анотація: Розглянута методологія, що уточнює схему навантаження корпусів статора і вузлів підвіски двигуна до літака при статичних випробуваннях.

Abstract: The methodology updating the scheme of loading of stator cases and support units of engine to an airplane at static tests is considered.

УДК 65.015.13.011.56

И. П. Мелькова, В. В. Сироткин

АВТОМАТИЗИРОВАННАЯ СИСТЕМА УПРАВЛЕНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИМ ПРОЦЕССОМ ИСПЫТАНИЯ ДВИГАТЕЛЕЙ

Аннотация: Разработана и внедрена автоматизированная система управления технологическим процессом испытания, которая позволила управлять режимами работы двигателя и технологических систем, повысить качество проведения испытаний, сократить непродуцированные потери и повысить эффективность функционирования испытательного стенда.

Постановка проблемы и ее связь с практическими задачами

В настоящее время, для повышения качества проведения испытаний, получения объективной информации о параметрах двигателя и технологических систем и их максимальной защиты от аварийных ситуаций, возникает необходимость автоматизации испытательных стендов [4]. При этом необходимо автоматизировать (для различных видов испытаний по заданным программам) процессы: сбора, математической обработки, регистрации и отображения информации, отладки и управления двигателем и технологическими системами.

При строительстве (или реконструкции) испытательного стенда необходимо решить следующие проблемы [1, 2, 5]:

1) выбор технических средств должен быть выполнен с учетом возникающей в процессе измерений методической погрешности, при этом необходимо добиваться ее исключения или предельно возможного уменьшения;

2) отображаемая информация должна быть сгруппирована и размещена в соответствии с последовательностью ее использования или функциональными связями элементов системы;

3) взаимное расположение элементов рабочего места должно обеспечивать необходимые зрительные и звуковые связи между оператором и оборудованием, а также между операторами;

4) взаимное расположение пульта управления, кресла, органов управления и рабочих станций должно соответствовать требованиям эргономики и технической эстетики.

Анализ проблемы

Для решения проблемы автоматизации на испытательном стенде устанавливают автоматизированную систему управления технологическим процессом (АСУТП) [4], которая должна быть реализована на базе современных технических средств, и относиться к автономным системам

контроля и управления различной сложности технологическими процессами стендовых испытаний.

При создании АСУТП необходимо учитывать:

1) преимущественное применение серийно выпускаемых технических средств и программных изделий;

2) уровень надежности технических средств и программных изделий;

3) минимизацию документооборота, замену его передачей текущей информации по каналам связи и представление на экранах мониторов;

4) обеспечение совместимости между частями АСУТП;

5) обеспечение совместимости между элементами информационных сетей;

6) обеспечение возможности модернизации, развития и наращивания АСУТП;

7) обеспечение надежности для достижения установленных целей функционирования АСУТП при заданных условиях эксплуатации;

8) обеспечение контроля правильности выполнения автоматизированных функций и диагностирования, с указанием места, вида и причины возникновения нарушений правильности функционирования АСУТП;

9) обеспечение контроля метрологических характеристик измерительных и вычислительных каналов;

10) максимальную автоматизацию формирования первичных исходных данных;

11) аварийное автоматическое отключение оборудования и наличие сигнализации об этом оператору с помощью светового и (или) звукового сигнала с автоматической регистрацией времени отключения;

12) обеспечение защиты от неправильных действий персонала, приводящих к аварийному состоянию двигателя или системы управления от случайных изменений и разрушения информации и программ, а также от несанкционированного вмешательства;

13) обеспечение введения любой поступающей в АСУТП информация однократно с помощью одного входного канала;

14) обеспечение просмотра баз данных, с последующим выводом информации на печать (в текстовом и графическом виде);

15) выполнение функциональных задач АСУТП с возможностью их расширения и дополнения;

16) адаптируемость к конкретным условиям применения АСУТП, путем изменения (или перенастройки) параметров;

17) возможность выбора нужной комбинации технических и программных средств в каждом конкретном применении АСУТП;

18) обеспечение минимальных расходов на переоборудование и капитальное строительство помещений испытательной станции в связи с внедрением АСУТП.

При создании АСУТП [3, 4] необходимо учитывать, что она должна нормально функционировать в следующих условиях эксплуатации:

1) диапазон температур от +5 °С до +55 °С;
2) атмосферное давление от 84 кПа до 107 кПа;
3) относительная влажность воздуха при +25 °С не более 80 % (без конденсации влаги);

4) механические удары (одиночные) до 5g длительностью до 20 мс;

5) высота на уровне моря 2000 м;

6) отсутствие взаимодействия химически активных веществ;

7) амплитуда вибраций при частоте 25 Гц не более 0,1 мм;

8) освещенность не менее 300 лк (на рабочем месте оператора);

9) питание системы должно выполняться напряжением 220 В с частотой 50 Гц с использованием сетевых фильтров и источников бесперебойного питания (при отключении основного в течение не менее 20 минут);

10) напряжение питания от стендовой системы для дискретных выходов типа "сухой контакт" должно быть $U_{BX} \leq 30$ В;

11) напряжение питания от стендовой системы для дискретных входов должно быть $U_{BX} \geq 30$ В.

АСУТП должна обеспечивать управление объектом в нормальных, переходных и предаварийных условиях его функционирования, а также защиту или остановку объекта при угрозе аварии.

Цель работы

Цель работы – разработать и внедрить АСУТП на стенде для испытания двигателей.

Для обеспечения указанной цели необходимо выполнить следующие задачи [4]:

1) выполнить требования по измерению пара-

метров с суммарной относительной погрешностью, при доверительной вероятности 0,95 %;

2) получить объективную информацию о параметрах двигателя и технологических системах;

3) управлять двигателем и технологическими системами в соответствии с технологическим процессом и выдавать полученную информацию в текстовом и графическом виде;

4) обеспечить защиту двигателя и технологических систем от аварийных ситуаций путем оперативного выявления признаков.

5) управляющие воздействия должны вырабатываться автоматически или формироваться оператором.

Содержание и результаты исследования

Разработана и внедрена АСУТП (рис. 1.....7) для испытания двигателей, которая позволяет:

1) управлять режимами работы двигателя и технологических систем, обеспечивать работу двигателя в соответствии с технологическим процессом испытаний, задавать оператором циклограммы испытания двигателя в соответствии с техпроцессом;

2) контролировать исправность стендовых и двигательных датчиков, линий связи, тестовый контроль аппаратуры;

3) выполнять автоматизированное (автоматическое) измерение параметров испытуемого двигателя и технологических систем;

4) выполнять сигнализацию предаварийных и аварийных значений параметров на мониторах;

5) выполнять математическую обработку измеряемых параметров, анализ значений параметров на соответствие ТУ;

6) отображать на мониторах параметры испытуемого двигателя и технологических систем (в табличной и графической форме, в виде мнемосхем), вести печатный протокол испытания;

7) определять метрологические характеристики измерительных каналов АСУТП при проведении их метрологической аттестации (поверке);

8) сохранять результаты испытаний в базах данных, сопровождать архивы, тренды;

9) взаимодействовать с информационными сетями предприятия.

АСУТП на испытательном стенде обеспечивает:

1) выдачу предупредительной и аварийной сигнализации. Сообщения выдаются на экран монитора и фиксируются в электронном журнале событий;

2) по согласованным алгоритмам: преобразование сигналов датчиков в физические величины, расчет полученных значений параметров, отбраковка ложных замеров, аппроксимацию функций, заданных в табличной форме;

3) частоту опроса сигналов не более 0,02 с.



Рис. 1. Рабочее место оператора



Рис. 5. Пример отображения информации на экране (контрольно-проверочная аппаратура)

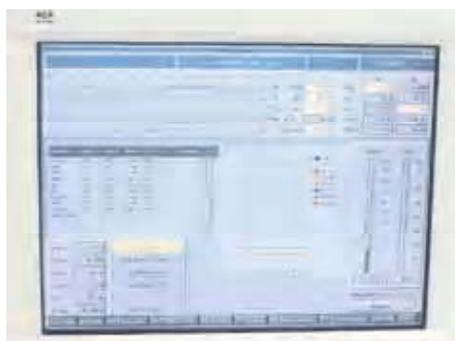


Рис. 2. Пример отображения информации на экране (окно запуска)



Рис. 6. Рычаг управления двигателем



Рис. 3. Пример отображения информации на экране (окно режимной работы)



Рис. 4. Пример отображения информации на экране (параметры вибросигналов)



Рис. 7. Рычаг управления двигателем (после установки АСУТП)

Обмен информацией выполняется на линии до 50 метров;

4) редактирование, создание новых и удаление неиспользуемых программных модулей технологических операций;

5) наличие системы встроенного контроля (СВК), в том числе тестирование входных и выходных целей посредством задания технологических циклограмм опроса. По результатам тестирования выдается сообщение на экран монитора и фиксируется в электронном журнале событий;

6) выполнение архивирования, создание специальных баз данных для построения статистических таблиц и графиков;

7) выполнение оперативного анализа полученных результатов и сравнение их с имеющимися данными (базой данных);

8) возможность внесения исходных данных и градуировочных характеристик;

9) автоматический контроль за наличием свободного места на накопителях с выдачей сообщения оператору о ситуации; регистрация и хранение всей принятой информации за последние 24 часа работы; вывод на печатающее устройство зарегистрированной информации в текстовом и графическом виде;

10) передачу информации в информационную сеть предприятия;

11) экранирование линий связи на отдельный автономный контур;

12) защиту от электромагнитных наводок и радиопомех, при отсутствии сбоев программного изделия, сбой ТС не оказывают воздействие на системы автоматического управления двигателем и не приводят к аварийным ситуациям;

13) обслуживание АСУТП выполняется простейшими операциями и содержит расширенную систему подсказок.

Состав АСУТП:

1) датчики, исполнительные механизмы двигателя и технологических систем;

2) система автоматического управления двигателем;

3) системы управления технологическим оборудованием;

4) технологические системы;

5) система управления и обработки параметров (программно-технический комплекс);

6) система измерения вибраций.

Технические средства АСУТП состоят из систем верхнего и нижнего уровней. Система нижнего уровня состоит из контроллеров и модулей устройств связи с объектом (УСО), обеспечивающих сбор, обработку информации и управление двигателем и технологическими системами в темпе испытания. Система верхнего уровня состоит из рабочих станций, обеспечивающих регистрацию и отображение полученной информации, а также вза-

имодействие с оператором.

Устройства связи с объектом (УСО) АСУТП состоят из набора унифицированных, программно – управляемых функциональных модулей. Модули УСО выполнены в виде сменных блоков. Системы верхнего и нижнего уровня программно совместимы в рамках принятой операционной системы (QNX или Linux).

В АСУТП предусмотрен контроль правильности выполнения автоматизированных функций и диагностирование (предусмотрен контроль метрологических характеристик измерительных каналов) с указанием места, вида и причины возникновения нарушений. В АСУТП предусмотрены меры защиты от неправильных действий персонала, приводящих к аварийному состоянию объекта или системы управления, от случайных изменений и разрушения информации и программ, а также от несанкционированного вмешательства.

Информация, содержащаяся в базах данных, выбирается по соответствующим признакам, указывается при входе в базу данных, и защищена от несанкционированного доступа.

Испытательный стенд оборудован автоматической системой пожаротушения с дублирующим ручным управлением с пульта управления оператора.

АСУТП метрологически аттестована и испытательный стенд имеет паспорт.

В процессе эксплуатации и модернизации АСУТП объем функций может быть расширен. Для этого в АСУТП предусмотрен резерв вычислительной и измерительной мощности не менее 30 %.

Гарантийный срок эксплуатации АСУТП исчисляются со дня ввода АСУТП в действие и он составляет 24 месяца.

Выводы и перспективы дальнейших исследований

Разработана и внедрена АСУТП для испытания двигателей ТВЗ-117ВМА-СБМ1, ВК1500, АИ9-ЗБ, АИ450-МС, Д-436ТП (Т1).

В результате внедрения АСУТП решены следующие задачи:

1) обеспечение безопасности персонала и предупреждение аварий двигателя и технологических систем;

2) обеспечение выполнения функций управления;

3) обеспечение выполнения информационно-измерительных функций;

4) обеспечение информативности и наглядности отображаемой информации;

5) обеспечение хранения и последующей обработки результатов испытаний;

6) повышение качества проведения испытаний и отладки двигателя;

7) увеличения пропускной способности испытательного стенда;

8) снижение численности персонала.

При разработке АСУТП достигнуты следующие показатели надежности:

- 1) время непрерывной работы – 1000 ч;
- 2) общее время работы – 100000 ч;
- 3) время наработки на отказ – 40000 ч;
- 4) срок службы – 15 лет;
- 5) гарантийный срок эксплуатации – 2 года, хранения – 1,5 года;
- 6) рабочий режим – длительная работа;
- 7) безотказность выполнения основных функций без учета надежности датчиков и ИМ 40000 часов.

В дальнейшем намечается:

1) расширение состава функций и структуры АСУТП, направленных на повышение эффективности выполнения автоматизируемой деятельности системы "человек-машина", выполняемое путем доработки программных и (или) технических средств;

2) объединение АСУТП различных видов (испытание, сборка, механосборка и др.), на основе единого банка данных.

Применение на предприятии АСУТП позволило сократить непроизводительные потери и повысить эффективность функционирования испытательного стенда.

Список литературы

1. ГОСТ 34.602. Информационная технология. Комплекс стандартов на автоматизированные системы. Техническое задание на создание автоматизированной системы. М.: Издательство стандартов. 1991. – 16 с.
2. ГОСТ 18977. Комплексы бортового оборудова-

ния самолетов и вертолетов. Типы функциональных связей. Виды и уровни электрических сигналов. М.: Издательство стандартов. 1979. – 10 с.

3. ГОСТ 23000. Система "Человек-машина". Пульты управления. Общие эргономические требования. М.: Издательство стандартов. 1979. – 10 с.
4. ОСТ 1 01021. Стенды испытательные авиационных газотурбинных двигателей. Общие требования. М.: Издательство стандартов. 1993. – 18 с.
5. РД 50-682. Методические указания. Информационная технология. Комплекс стандартов и руководящих документов на автоматизированные системы. Общие положения. М.: Издательство стандартов. 1991. – 10 с.

Поступила в редакцию 31.10.2005 г.

Анотація: Розроблена та впроваджена автоматизована система управління технологічним процесом випробування, яка дозволяє керувати режимами роботи двигуна та технологічних систем, підвищити якість проведення випробувань, зменшити невиробничі втрати та підвищити ефективність функціонування випробувального стенду.

Abstract: The automatic control system for testing procedure has been developed and implemented. This system makes possible to monitor engine power conditions and technological system, to improve the quality of the testing procedure, reduce nonproductive losses and increase the efficiency of functioning the test bench.

УДК 621.793.7

В. А. Богуслаев, В. Г. Яковлев, В. П. Бень

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ КОМПЛЕКСНОГО УПРОЧНЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ ГТД

Аннотация: Исследовано влияние алмазного выглаживания на структурно-фазовые превращения и формирование параметров шероховатости, наклепа и остаточных напряжений в детонационных покрытиях деталей из легированной стали Х12НМБФШ.

Надежность и ресурс газотурбинных двигателей (ГТД) в значительной степени зависит от несущей способности наиболее нагруженных деталей, таких, как лопатки, валы и др. Одним из перспективных направлений повышения несущей способности деталей ГТД является детонационно-газовое напыление с последующим деформационным упрочнением. Возможность с помощью комплексной обработки осуществлять упрочнение деталей придает детонационным покрытиям особую актуальность.

Несмотря на то, что в настоящее время сделано достаточно много для разработки научных основ нанесения покрытий детонационным методом, его возможности далеко не исчерпаны. Объяснением этому является недостаточность знаний, касающихся механизма формирования характеристик поверхностного слоя покрытий в процессе деформационного упрочнения. Процессы, которые происходят при деформационном упрочнении покрытий, в значительной степени определяют их эксплуатационные свойства. Знание этих процессов дает возможность прогнозировать сопротивление усталости валов, лопаток и др. деталей ГТД.

Особенностью свойств покрытий является наличие в них больших внутренних напряжений, одной из причин возникновения которых является пластическая деформация частиц порошка при их соударении с подложкой. Быстрое охлаждение частиц порошка не создает условий для релаксации микронапряжений. Внутренние напряжения, возникающие в напыленных покрытиях, являются одним из факторов, влияющих на прочность сцепления этих покрытий с основой.

При напылении наружных цилиндрических поверхностей внутренние напряжения в покрытии способствуют повышению прочности сцепления. В покрытии под действием сил внутреннего сжатия, возникающих при остывании напыленных частиц, происходит усадка напыленного материала, которая обеспечивает более плотный его контакт с основным металлом, т.е. с основой. Если действующие в покрытии внутренние напряжения окажутся больше сопротивления напыленного материала разрыву, то в нем могут появиться тре-

щины.

Прочностные свойства материалов с покрытиями, полученными газотермическим напылением, изучены недостаточно [1.....4]. Согласно данным работы [4] положительная роль покрытий определяется рядом факторов: при взаимодействии покрытия с основным металлом увеличивается прочность межатомной связи; остаточные сжимающие напряжения в покрытии и поверхностных слоях основного металла при определенных сочетаниях механических свойств и толщины материала покрытия и основы повышают прочностные характеристики; покрытие может служить барьером для дислокаций, зарождающихся в основном материале и стремящихся разрядиться у поверхности; при формировании покрытия могут залечиваться дефекты типа микротрещин, имеющиеся в поверхностных слоях основного материала.

Однако покрытия могут играть и отрицательную роль, т.е. понижать прочностные характеристики: в результате образования диффузионных зон на границе покрытия с основным металлом прочность межатомной связи может уменьшиться; в поверхностных слоях возникают остаточные растягивающие напряжения; при определенном сочетании механических свойств материала, толщины покрытия и основного материала возможно отрицательное влияние и сжимающих напряжений (особенно, когда происходит деформация основного материала); при формировании покрытий могут образовываться интерметаллидные соединения, а также фазы внедрения повышенной хрупкости, являющиеся концентраторами напряжений, что может привести к возникновению в покрытии трещин.

Сведения о влиянии одних и тех же покрытий на прочностные свойства конструкционных металлов и сплавов в ряде случаев противоречивы. Объясняется это разными режимами и способами получения одних и тех же покрытий, что обуславливает различную толщину слоев и их структуру. Очень мало данных о влиянии напыленных покрытий на сопротивление усталости деталей [3]. Следовательно, влияние покрытий на надежность и долговечность деталей необходимо рассматривать комплексно, оценивая физико-механические свойства покрытия и основного материала в конкрет-

ных условиях эксплуатации.

Для повышения износостойкости, коррозионной стойкости и восстановления прочностных характеристик деталей энергетических установок все более широкое применение находит детонационное напыление [5]. Несущая способность валов ГТД в значительной мере определяется состоянием их поверхностного слоя, который формируется на финишных этапах технологического процесса. Качество детонационных покрытий в основном определяется свойствами и гранулометрическим составом наносимых порошковых материалов: ПКХН-15 и ВКНА.

Для окончательной обработки деталей с детонационными покрытиями в настоящее время применяется шлифование. Оно обеспечивает необходимую точность обработки и шероховатость поверхности, но сопровождается образованием нестабильного поверхностного слоя, часто с растаивающими напряжениями, структурными превращениями, снижающими несущую способность материала. Кроме того, после шлифования остаются глубокие следы обработки – резкие концентраторы напряжений, ухудшающие микрорельеф поверхности. Более эффективным способом окончательной обработки деталей (валов) является алмазное выглаживание [6].

Для оптимизации режимов алмазного выглаживания детонационных покрытий порошками ПКХН-15 и ВКНА были изготовлены втулки из стали ЭП-609 (Х12НМБФШ) с наружным диаметром 104,75 мм и толщиной стенки 3 мм. Окончательная обработка наружных поверхностей втулок – чистовое точение ($R_a = 1,6$ мкм).

Поверхности под детонационной напылением подвергали пескоструйной обработке. Толщина детонационного покрытия после нанесения и последующего шлифования абразивным кругом составляла 0,2 мм. При выглаживании силу P_y изменяли от 100 до 400 Н, подачу от 0,04 до 0,12 мм/об. Скорость выглаживания составляла 90 м/мин. Упрочнение производили за один проход с применением масла И-20А.

Для выбора и обоснования рационального режима алмазного выглаживания детонационных покрытий ПКХН-15 и ВКНА втулок из стали ЭП-609, обеспечивающих благоприятное сочетание характеристик поверхностного слоя, были определены адгезионная прочность покрытий, параметры шероховатости, наклепа и остаточных напряжений.

Определение адгезионной прочности покрытий производили на специальных блоках, зажатых в губках разрывной машины Р-0,5 при скорости перемещения активного захвата 0,1 мм/мин. Испытанию подвергали партию напыленных, прошлифованных и упрочненных алмазным выглаживанием образцов в количестве не менее 4 шт. По средним значениям определяли силу отрыва Q и адгезион-

ную прочность σ_c .

Наиболее интенсивный прирост адгезионной прочности получен при увеличении силы выглаживания P_y до 300 Н при скорости подачи до $S = 0,08$ мм/об. При этом наибольшая адгезионная прочность наблюдается при выглаживании покрытия с силой $P_y = 300$ Н и подачей, равной 0,06 мм/об. Аналогичная зависимость величины адгезионной прочности имеет место при выглаживании с силой 200 Н.

Результаты испытаний на адгезионную прочность покрытий ПКХН-15 и ВКНА (табл. 1 и 2) показали, что в пределах $P_y = 300 \dots 350$ Н наблюдается наибольший прирост σ_c , о чем свидетельствуют полученные данные.

Таблица 1 – Результаты определения адгезионной прочности покрытия ПКХН-15 после шлифования и алмазного выглаживания

№ п/п	P_y , Н	S , мм/об	Сила отрыва Q , Н	\bar{Q} , Н	σ_c , МПа
1	шлифование	–	16,7; 16,7; 16,7, 22,7	18,2	5,80
2	200	0,08	26,7; 30; 24; 23,3	26,0	8,28
3	300	0,08	32; 40; 24,7; 30	31,7	10,09
4	400	0,08	33,3; 40,7; 36,7; 36,9	36,9	11,75

Таблица 2 – Результаты определения адгезионной прочности покрытия ВКНА после шлифования и алмазного выглаживания

№ п/п	P_y , Н	S , мм/об	Сила отрыва Q , Н	\bar{Q} , Н	σ_c , МПа
1	шлифование	–	21; 17; 21; 19	19,5	6,21
2	200	0,08	31; 32; 34; 40	34,25	10,91
3	300	0,08	33; 60; 90; 70	63,25	20,14
4	400	0,08	70; 90; 83; 72	78,75	25,08

Остаточные напряжения определяли на кольцах шириной 10 мм, вырезанных из втулок при измерении величины остаточной деформации кольца после его разрезки по образующей (рис. 1).



Рис. 1. Кольцо, вырезанное из втулки, и образец, вырезанный для исследования, разрезанный по образующей кольца

Формула для расчета величины остаточных напряжений имеет вид [7]:

$$\sigma_p = \frac{2}{1-\mu} \frac{E \cdot \delta_p}{D_{cp}^2} \left(\frac{h}{2} - a \right),$$

где $\mu = 0,3$ – коэффициент Пуассона;

$E = 2,04 \cdot 10^5$ МПа – модуль упругости стали ЭП-609;

$D_{cp} = 101,75$ мм – средний диаметр втулки;

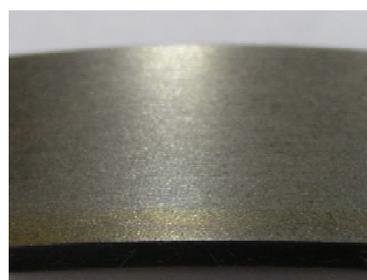
δ_p – изменение диаметра образца (кольца) после резки;

$h = 3$ мм – толщина образца (кольца);

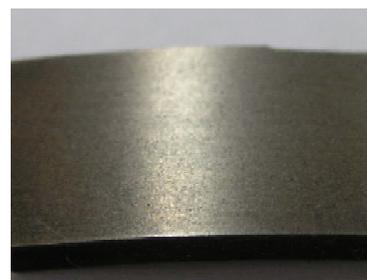
a – текущее значение глубины поверхностного слоя.

Для определения δ_p на координатно-измерительной машине "Prismo" фирмы Zeiss выполнена обкатка колец, вырезанных из втулок и разрезанных по образующей. По результатам обкатки было получено измененное значение диаметра окружности, вычисленное по правилу минимума суммы квадратов отклонений координат точек от окружности. Расчет остаточных напряжений был выполнен для $a = 0$, т.е. был определен уровень напряжений у поверхности напыленного слоя. На рис. 2 показан микрорельеф образцов, вырезанных из колец, после шлифования эльборовым кругом и алмазным выглаживанием. В табл. 3 и 4 и на рис. 3 и 4 представлены характеристики поверхностного слоя.

Проведенные исследования показали, что минимальная шероховатость и наибольший прирост микротвердости и уровня остаточных напряжений наблюдается при алмазном выглаживании с силой 200 и 300 Н. Повышение силы выглаживания выше 300 Н является нецелесообразным. Так, выглаживание покрытия ВКНА с силой $P_y = 400$ Н привело к отслоению покрытия на отдельных участках втулки из-за перенаклепа.



1



2



3



4



5

Рис. 2. Образцы с покрытием ПКХН-15 после шлифования эльборовым кругом (1) и выглаживания (2.....5) с силой $P_y = 400, 300, 200$ и 100 Н соответственно ($S = 0,08$ мм/об)

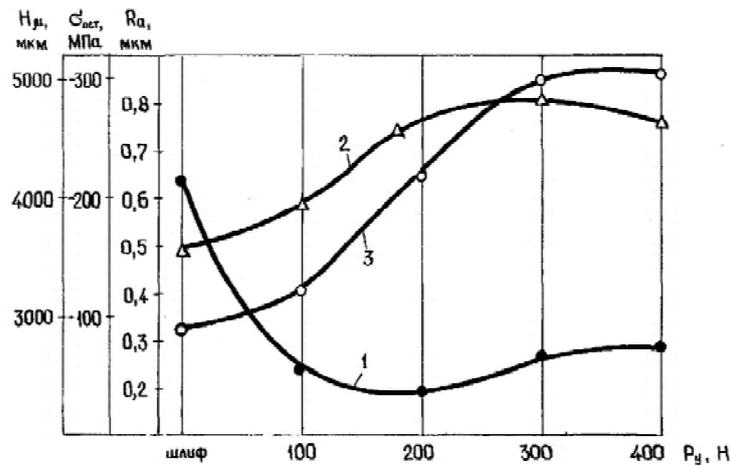


Рис. 3. Зависимости параметра шероховатости R_a (1), микротвердости H_μ (2) и уровня остаточных напряжений $\sigma_{ост}$ (3) от силы выглаживания покрытия ВКНА

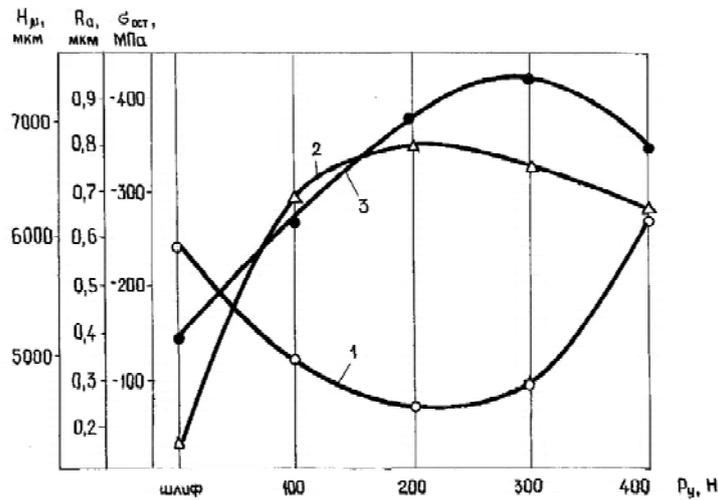


Рис. 4. Зависимости параметра шероховатости R_a (1), микротвердости H_μ (2) и уровня остаточных напряжений $\sigma_{ост}$ (3) от силы выглаживания покрытия ПКХН-15

Таблица 3 – Параметры шероховатости, наклепа и остаточных напряжений в покрытии втулки (ВКНА) после алмазного выглаживания

Вид обработки	P_p , Н	R_a , мкм	R_z , мкм	H_μ , МПа	$\sigma_{ост}$, МПа	δ_p , мм
Шлифование	–	0,63	6,52	3630	-95	1,12
Выглаживание	100	0,27	3,34	3990	-126	1,49
–“–	200	0,22	2,75	4670	-225	2,66
–“–	300	0,28	3,08	4950	-292	3,46
–“–	400	0,30	4,07	4840	-296	3,51

Таблица 4 – Параметры шероховатости, наклепа и остаточных напряжений в покрытии втулки (ПКХН-15) после алмазного выглаживания

Вид обработки	P_p , Н	R_a , мкм	R_z , мкм	H_μ , МПа	$\sigma_{ост}$, МПа	δ_p , мм
Шлифование	–	0,61	6,22	4200	-148	1,75
Выглаживание	100	0,36	4,53	6390	-271	3,21
–“–	200	0,28	3,09	6850	-375	4,42
–“–	300	0,33	3,78	6740	-428	5,07
–“–	400	0,67	6,53	6210	-360	4,26

Известно, что из всех характеристик поверхностного слоя (шероховатость, наклеп, остаточные напряжения) наиболее существенное влияние на сопротивление усталости оказывают остаточные сжимающие напряжения. Установлено, что после алмазного выглаживания наиболее высокий уровень остаточных сжимающих напряжений получен в покрытии ПКХН-15 (410 МПа). В покрытии ВКНА уровень остаточных сжимающих напряжений составлял 310 МПа. При этом микротвердость в покрытии ПКХН-15 после выглаживания (6850 МПа) существенно превышала указанную характеристику в покрытии ВКНА (4950 МПа).

Таким образом, на основании полученных результатов, для комплексной обработки валов ГТД, работающих при знакопеременных нагрузках, целесообразно применять порошок ПКХН-15.

Причиной возникновения микронапряжений в покрытии является пластическая деформация частиц порошка при их соударении с подложкой, а также влияние каждого последующего слоя покрытия на изменения в структуре предыдущих слоев [8].

Для оценки влияния режимов выглаживания на уровень внутренних микронапряжений определяли уширение $\Delta\beta$ линии 331 никеля в покрытии ПКХН-15 на образцах после алмазного выглаживания. Уширение $\Delta\beta$ определяли относительно отожженного состояния, для чего один из образцов был отожжен при температуре 600° в течение 1 часа для снятия напряжений. Уширение линий рассчитывали по методике, описанной в работе [9]. Результаты проведенного эксперимента показаны в табл. 5. Следует отметить, что с увеличением силы P_y уширение возрастает, что свидетельствует о росте уровня микронапряжений вследствие тех деформационных процессов, которые происходят при выглаживании в слое покрытия.

В работе [10] показано, что в процессе напыления покрытий детонационным методом при соударении частиц с подложкой в ее приповерхностном слое плотность дислокаций может повышаться на три порядка и доходить до значения, равного $4 \cdot 10^{11}$ см⁻², что приводит к появлению внутренних напряжений в самой подложке.

Охлаждающиеся слои покрытия на холодной

подложке также влияют на уровень микронапряжений. Для выявления изменений в структуре стали, из которой изготовлена втулка, а также для оценки влияния алмазного выглаживания на состояние поверхностного слоя втулки были сняты дифрактограммы с торцевых сечений образца. Ширина щелей, ограничивающих сечение рентгеновских лучей, составляла 1 мм. При такой схеме съемки в облучаемый объем образца попадало как покрытие, толщиной около 200 мкм, так материал втулки.

Следует отметить, что кроме поверхностных областей втулки, служивших подложкой при напылении покрытия, в создании дифракционной картины участвовали также и более удаленные от поверхности слои, поэтому приповерхностная область втулки составляла лишь некоторую долю в общей облучаемой поверхности.

В табл. 5 приведено уширение линии (310) феррита, полученной при съемке дифрактограмм с торцевой поверхности образцов. Уширение линии феррита по сравнению с этой характеристикой для линии никеля в покрытии существенно меньше. Это, по-видимому, объясняется тем, что кроме поверхностной области в облучаемом объеме находятся слои, до которых деформационные процессы при выглаживании не достигают.

Таким образом, в процессе выглаживания уменьшается не только шероховатость, но возрастают микронапряжения как в самом покрытии, так и в поверхностном слое втулки, что свидетельствует о повышении плотности дислокаций и усложнении дислокационной структуры.

Полученные выводы подтверждаются также данными по измерению микротвердости (табл. 3, 4). Так, микротвердость образцов после алмазного выглаживания ($P = 400$ Н, $S = 0,08$ мм/об) увеличивается почти вдвое по сравнению с исходным образцом.

Микроструктуру покрытия исследовали на торцевых сечениях образцов втулки. На рис. 5... показана микроструктура после шлифования и в зависимости от режимов алмазного выглаживания на полированных нетравленных шлифах, а также после травления в 4% растворе азотной кислоты в спирте.

Зона контакта покрытия из порошка ВКНА с по-

Таблица 5 – Уширение $\Delta\beta$ в радианах линий 331 никеля (покрытие) и 310 железа (втулка) для различных режимов выглаживания покрытия ПКХН-15

Образец	Режим выглаживания		Уширение $\Delta\beta$, радианы линий	
	P_y , Н	S , мм/об	331 никеля	310 железа
исх	шлифование	–	$1,99 \cdot 10^{-2}$	$0,37 \cdot 10^{-2}$
1	10	0,08	$4,95 \cdot 10^{-2}$	$0,87 \cdot 10^{-2}$
2	20	0,08	$5,24 \cdot 10^{-2}$	$1,18 \cdot 10^{-2}$
3	30	0,08	$6,06 \cdot 10^{-2}$	$1,82 \cdot 10^{-2}$
4	40	0,08	$6,81 \cdot 10^{-2}$	$1,85 \cdot 10^{-2}$

верхностью втулки и в меньшей степени для покрытия ПКХН-15 имеет волнообразную извилистую форму, что свидетельствует о деформации подложки при нанесении такого вида покрытий. При алмазном выглаживании волнообразный характер этой граничной зоны сглаживается и становится более прямолинейным. Структурные составляющие покрытия ВКНА по своему характеру мелкодисперсные, со слабо проявляющимися границами между слоями, особенно на травленных шлифах. Алмазное выглаживание уменьшает шероховатость поверхности покрытия (рис. 5, 6).

Следует отметить, что имеющиеся одиночные поры в исходном состоянии имеют округлую форму, при алмазном выглаживании они принимают более вытянутую форму под действием деформационных сил. В покрытии ПКХН-15 светлые участки, по-видимому, являющиеся α -твердым раствором на основе никеля, мелкие в первичных слоях покрытия, крупные встречаются только в поверхностном слое покрытия. В процессе выглаживания с увеличением силы P_y эти области, особенно на поверхности, становятся более продолговатого вида (рис. 7 и 8). При большом увеличении в микроскопе на всех образцах в микроструктуре покрытия ПКХН-15 в областях более темного цвета четко различимы мелкие частицы округлой формы желтоватого цвета, характерного для частиц карбида хрома. Фаза Cr_2C_3 выявлена с помощью рентгеноструктурного анализа.

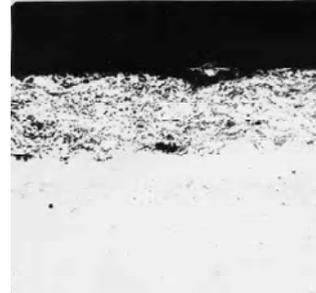
Таким образом, отмеченные особенности, выявленные в структуре, свидетельствуют о деформации, происходящей при выглаживании.

Ранее была исследована микроструктура детонационных покрытий лопаток, изготовленных из титанового сплава BT3-1 [11].

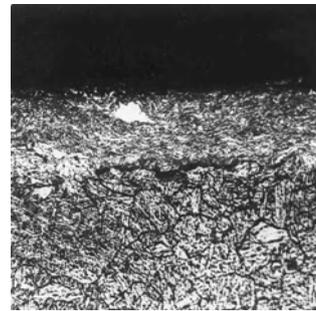
Следует отметить, что сравнительный анализ покрытий ПКХН-15 и ВКНА на стали X12НМБФШ и сплаве BT3-1 не выявил каких-либо существенных отличий в структуре и фазовом составе покрытий. Это позволяет сделать вывод, что структура покрытий определяется составом порошков и технологией процесса и не зависит от материала подложки.

Пористость покрытий ПКХН-15 и ВКНА определяли на микропрофилях линейным методом и оценивали коэффициентом (индексом) пористости – отношением суммарной длины пор к длине линии подсчета (табл. 6)

$$I_n = \frac{\sum l_n}{l}.$$

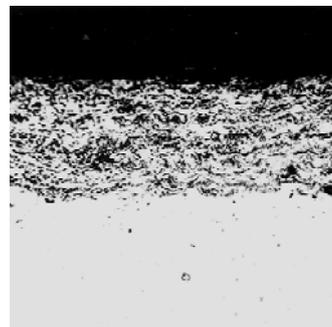


а

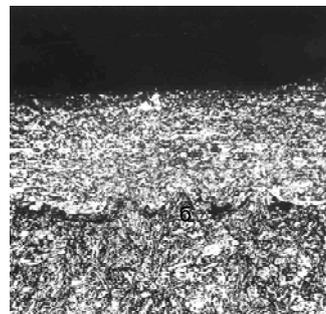


б

Рис. 5. Микроструктура покрытия из порошка ВКНА (шлифование эльборовым кругом): а – полированный образец; б – после травления; $\times 200$



а



б

Рис. 6. Микроструктура покрытия из порошка ВКНА (алмазное выглаживание, $P_y = 300$ Н): а – полированный образец; б – после травления; $\times 200$

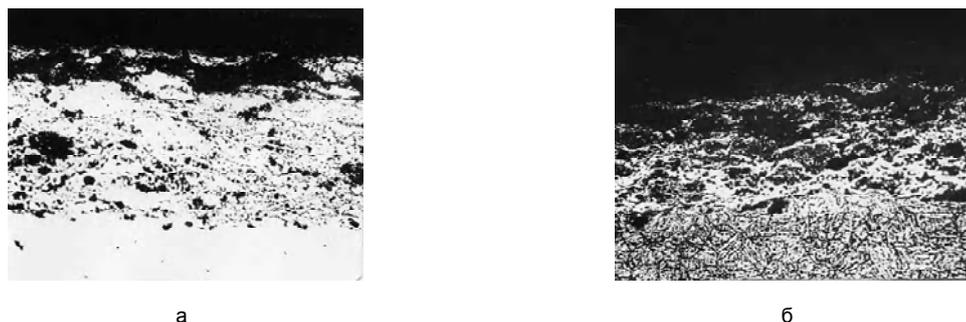


Рис. 7. Микроструктура покрытия из порошка ПКХН-15 (шлифование эльборовым кругом): а – полированный образец; б – после травления; $\times 200$

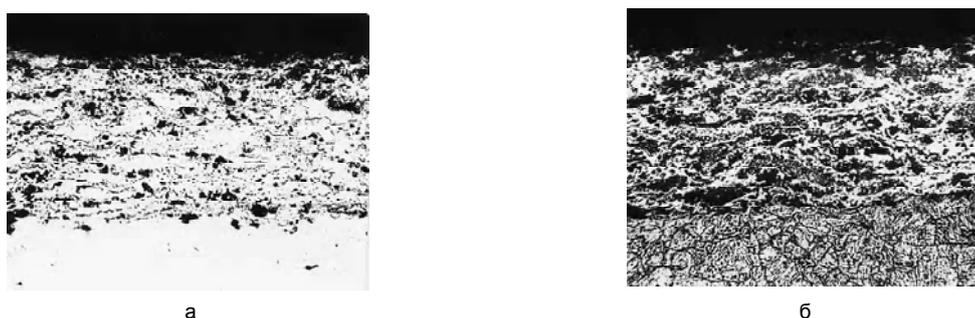


Рис. 8. Микроструктура покрытия из порошка ПКХН-15 (алмазное выглаживание, $P_y = 300$ Н): а – полированный образец; б – после травления; $\times 200$

Таблица 6 – Результаты определения пористости покрытий

Материал покрытия	№ рисунков	Вид обработки	Режимы P_y, H, S , мм/об	Индекс пористости
ВКНА	5	Шлифование	–	0,2105
	6	Выглаживание	300;0,08	0,1204
ПКХН-15	7	Шлифование	–	0,2309
	8	Выглаживание	300;0,08	0,1175

Как видно из табл. 6 алмазное выглаживывание практически в два раза уменьшает пористость покрытий. При выглаживании на указанных режимах пористость покрытия ПКХН-15 составила $I_n = 0,1175$, а покрытия ВКНА – 0,1204.

Таким образом, установлено, что комплексное упрочнение (детонационное покрытие+алмазное выглаживание) приводит к уменьшению пористости, увеличению адгезионной прочности и микротвердости, увеличению уровня сжимающих напряжений и микронапряжений, что сопровождается повышением характеристик выносливости [12].

Список литературы

- Хасуй А., Моричаки О. Наплавка и напыление / Перевод с японского В.П.Попова// Под ред. В.С.Степина, Н.Г.Шестеркина. – М.: Машиностроение, 1985. – С. 240.
- Меринголо В., Сильваджи Л., Могул Ж. Влияние напыленных плазмой покрытий на усталостные свойства стали и алюминия // В книге: Получение покрытий высокотемпературным распылением. – М.: Атомиздат, 1973. – С. 232-239.

- Влияние плазменного напыления на усталостную прочность стали 30ХГСА в условиях фреттинг-коррозии / А.Я.Алябьев, В.В.Шевеля, В.А.-Венедиктов, Б.И.Чайка // Физико-химическая механика материалов. – 1977. – 13. – № 4. – С. 54-57.
- Физико-химические процессы при плазменном напылении и разрушении материалов с покрытиями / Максимович Г.Г., Шатинский В.Ф., Копылов В.И. – Киев.: Наукова думка, 1983. – С. 264.
- Зверев А.И., Шаривкер С.Ю., Астахов Е.Л. Детонационное напыление покрытий.— Л.: Судостроение, 1979. – С. 232.
- Яценко В. К., Зайцев Г.З., Притченко В.Ф. и др. Повышение несущей способности деталей

- машин алмазным выглаживанием. – М.: Машиностроение, 1985 – С. 232.
7. Биргер И.А. Остаточные напряжения. – М.: Машиностроение, 1963. – 232 с.
 8. Антикоррозионные покрытия. Труды Всесоюзного совещания по жаростойким покрытиям. Л., Наука, 1983. – 302 с.
 9. Горелик С.С., Расторгуев Л.Н., Скаков Ю.А. Рентгенографический электроннооптический анализ. – М.: Металлургия, 1970. – 366 с.
 10. Шоршоров М.Х., Харламов Ю.А. Физико-химические основы детонационного-газового напыления покрытий. М., Наука, 1978. – С. 227.
 11. Богуслаев В.А., Яковлев В.Г., Степанова Л.П., Пухальская Г.В. Повышение прочностных характеристик детонационных покрытий методами поверхностного пластического деформирования //Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні, 2005. – №2 – С. 48-52.
 12. Богуслаев В.А., Яковлев В.Г. Оценка влияния комплексной обработки на сопротивление усталости валов ГТД // Авиационно-космическая техника и технология, 2005. – 9(25). – С. 68-72.

Поступила в редакцию 30.01.2006 г.

Анотація: Досліджено вплив алмазного вигладжування на структурно-фазові перетворення та формування параметрів шорсткості, наклепу і залишкових напружень в детонаційних покриттях деталей із легваної сталі Х12НМБФШ.

Abstract: Researched is the influence of a diamond ironing on structure-phase transformation and roughness parameters, work hardening and residual stresses in detonated coatings of parts from alloyed steel Х12НМБФШ.

УДК 621.785.53

П. Д. Жеманюк, О. Л. Лукьяненко, Л. П. Степанова

ПОВЫШЕНИЕ ПРОЧНОСТНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК ЛОПАТОК КОМПРЕССОРА

Аннотация: Рассмотрено влияние комплексного упрочнения лопаток компрессора из титанового сплава ВТ8 на сопротивление ударному и усталостному разрушению.

Лопатки осевого компрессора вертолетного двигателя являются первыми деталями, которые соударяются с песком, градом и др. частицами, что в отдельных случаях вызывает разрушение кромок лопаток, появление эрозионных повреждений и может привести к усталостному разрушению.

Интенсивность протекания эрозионного процесса зависит в значительной мере от наличия износостойкого покрытия, подвергнутого деформационному упрочнению, для формирования благоприятных, с точки зрения сопротивления усталости, характеристик поверхностного слоя. Однако, до настоящего времени нет однозначного ответа на вопрос о взаимосвязи режимов комплексного упрочнения с прочностными характеристиками лопаток.

В связи с этим исследование эффективности комплексного способа защиты лопаток от эрозионного износа путем нанесения на перо тонкопленочных нитридтитановых покрытий, полученных на основе вакуум-плазменных технологий совместно с поверхностным пластическим деформированием, является актуальной задачей [1, 2].

Объектом исследования служили лопатки I ступени компрессора двиг. ТВ3-117, у которых входная кромка и корыто в большей мере подвержены интенсивному эрозионному воздействию воздушного потока, содержащего твердые и жидкие частицы. В работе [3] установлено увеличение условного предела текучести и одновременное снижение пластических характеристик при нанесении нитридтитановых покрытий. Так $\sigma_{0,2}$ увеличивается с 537 до 690 МПа, σ_g повышается с 945 до 1050 МПа, δ снижается с 57 до 46 % (толщина покрытия TiN составляла 6,5 мкм). Это объясняется тем, что пленка имеет большую плотность и модуль упругости, равный $E_n = 4,4 \cdot 10^5$ МПа, и является дополнительным барьером, препятствующим выходу дислокаций на поверхность.

Целью работы являлось исследование влияния комплексной обработки (нитридтитановое покрытие и ультразвуковое упрочнение) пера лопаток I ступени компрессора на формирование характеристик поверхностного слоя, ударную прочность и сопротивление усталости.

Исследование характеристик поверхностного слоя лопаток связано с определёнными трудностями. Одним из перспективных направлений можно

считать применение и развитие метода кинетического макроиндентирования. Обнаружено, что непрерывное измерение одного из параметров испытания позволяет определять изменение модуля упругости и предела текучести материала по глубине приповерхностного слоя [4, 5]. Пластическая деформация при вдавливании локализуется в пределах определенных структурных элементов. При этом сопротивление контактным деформациям при постепенном непрерывном увеличении нагрузки на индентор отражает структурное состояние материалов на различных уровнях приповерхностного слоя [6].

Индентирование – это прежде всего контактное взаимодействие сопрягаемых тел, в результате которого формируется фактическая площадь контакта. В процессе изменения нагрузки на индентор происходит соответствующее изменение площади механического контакта. В процессе кинетического индентирования измеряемыми параметрами являются нагрузка на индентор, глубина вдавливания и время испытания.

Для исследования закономерностей упругопластического деформирования в процессе кинетического макроиндентирования была использована специальная экспериментальная установка, разработанная на кафедре физики Запорожского национального технического университета [5]. Особенностью созданной установки является совокупность следующих возможностей: непрерывное синхронное измерение времени испытаний, нагрузки, контактного электросопротивления (КЭС), термо-ЭДС контактного соединения в процессе нагружения и возможность варьирования параметрами режима нагружения в процессе испытаний.

С учетом жесткости испытательной машины фактическая глубина проникновения индентора в поверхностный слой для исследованных образцов составляла 48.....153 мкм.

Условный предел текучести приповерхностного слоя определяли графическим способом по кривой в координатах «напряжение-деформация» с допуском на остаточную пластическую деформацию 0,02 %. Для проведения исследований по определению влияния комплексного упрочнения на изменение предела текучести были вырезаны образцы из пера лопаток (10×10) на расстоянии 30

мм от подошвы замка.

В табл. 1 и на рис. 1 и 2 представлены экспериментальные данные изменения упругоэластических характеристик поверхностного слоя образцов после различных методов обработки. На рис. 1 показаны зависимости силы P от глубины вдавливания h в виде ломаных линий. Отмечается нелинейность диаграммы $P(h)$ при малых нагрузках, когда приведенное напряжение в зоне контакта близко к пределу упругости материала. В этом сказывается постепенность перехода от чисто упругой к упруго-пластической деформации. Кроме того, при очень малых глубинах вдавливания, достигающих всего нескольких мкм, на характере линии $P(h)$ и ее крутизне сказывается различие характеристик поверхностного слоя, текстуры и др. факторов [7].

Как видно из рис. 1 наибольшее значение силы вдавливания P ($h = 100$ мкм) наблюдается у лопаток после упрочнения УЗУ (5 и 10 мин) с последующим нанесением нитридтитанового покрытия.

Значения усредненных значений пределов текучести (табл. 2) были получены из зависимости контактного напряжения от глубины индентирования (рис. 2). Для всех значений напряжений текучести была принята глубина индентирования $h = 100$ мкм.

Как видно из табл. 1, наибольшие значения усредненного предела текучести, измеренные методом кинетического индентирования, получены при комплексном упрочнении пера лопатки.

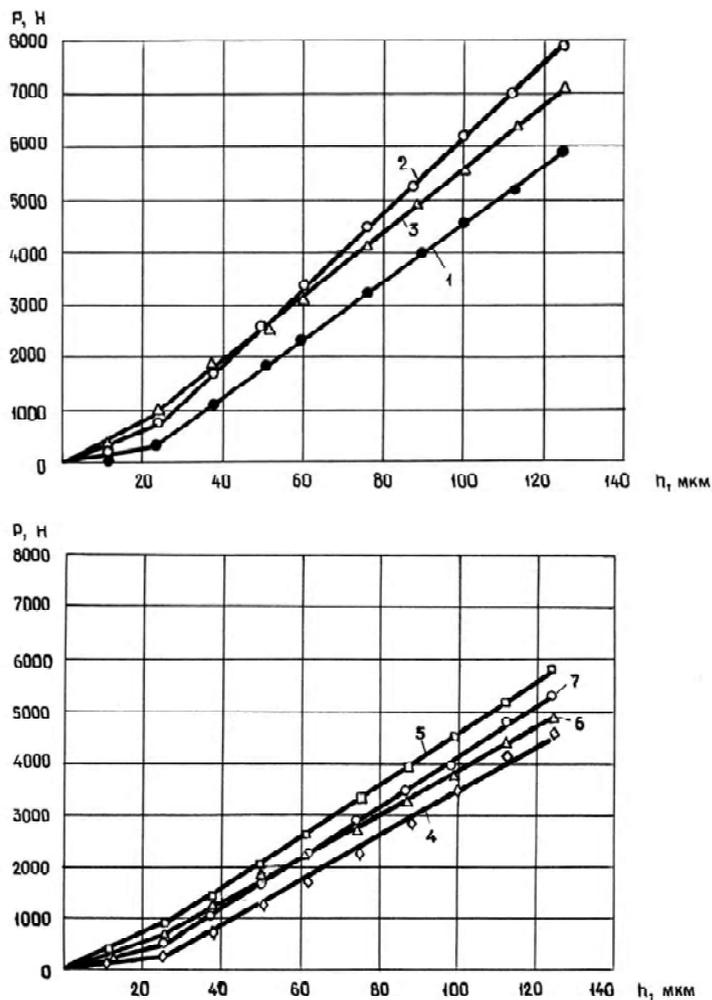


Рис. 1. Зависимость силы от глубины индентирования после: 1 – ВП; 2 – ВП+УЗУ(5 мин)+КИБ; 3 – ВП+УЗУ(10 мин) +КИБ; 4 – отжига; 5 – ВП+КИБ; 6 – ВП+УЗУ(5 мин); 7 – ВП+УЗУ(10 мин)

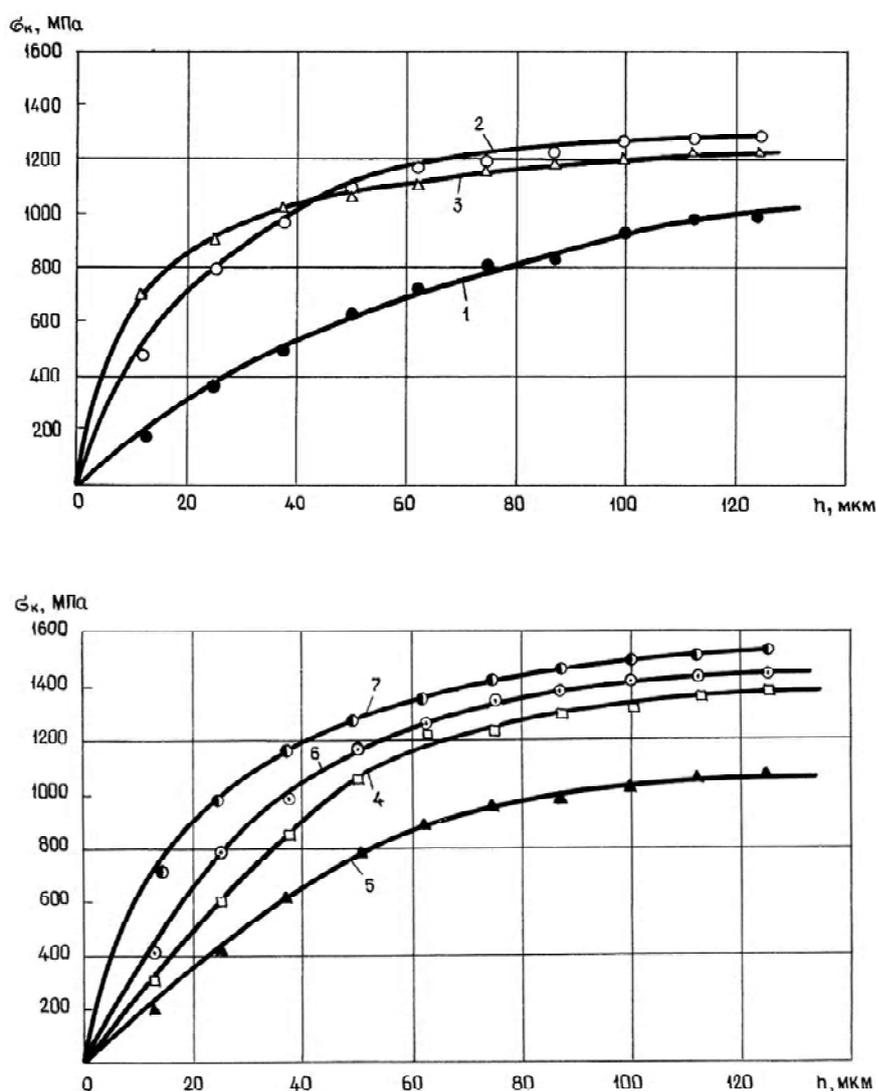


Рис. 2. Зависимость контактного напряжения от глубины внедрения в приповерхностный слой лопатки после: 1 – отжига; 2 – ВП+УЗУ(5 мин); 3 – ВП+КИБ; 4 – ВП+УЗУ(10 мин); 5 – ВП; 6 – ВП+УЗУ(5 мин)+КИБ; 7 – ВП+УЗУ(10 мин)+КИБ

Таблица 1 – Усредненные значения предела текучести

Метод обработки	$\sigma_{0,2}$, МПа	$\beta_{\sigma_{0,2}}^y$
Отжиг	910	1,0
ВП+УЗУ(5мин)	1340	1,47
ВП+КИБ	1250	1,37
ВП+УЗУ(10мин)	1380	1,52
ВП	1050	1,15
ВП+УЗУ(5мин)+КИБ	1475	1,62
ВП+УЗУ(10мин)+КИБ	1550	1,70

Для сравнительной оценки отделочно-упрочняющих методов (ВП, УЗУ) и комплексной обработки были исследованы структурно-фазовые изменения в поверхностном слое лопаток. Проведено изучение микроструктуры как самого материала лопатки, так и нитридтитанового покрытия. Для выявления структуры нитридтитанового покрытия образцы выдерживали в травителе продолжительное время, что приводило к перетравливанию границ между α - и β -фазами титановой основы сплава ВТ8. На рис. 3-6 показаны микроструктуры лопатки с покрытием, а также структура самого нитрида титана, выявленная после длительного травления.

Структура титановой основы лопатки характери-

зуется наличием зёрен α - и β -фаз, при этом в поверхностном слое лопатки зерна α -фазы имели более продолговатую, вытянутую форму вдоль оси лопатки по сравнению с внутренними слоями этих же образцов. Отличительная особенность структуры поверхностного слоя, по всей вероятности, связана с большей деформацией поверхности в процессе изготовления лопатки.

Слой покрытия нитрида титана имеет практически одинаковый характер по толщине после КИБ и предшествующего виброполирования. На рис. 3 и 4 с выявленной структурой покрытия видна характерная столбчатая форма кристаллитов в направлении их роста перпендикулярно поверхности лопаток, что подтверждает данные рентгеноструктурного анализа о наличии кристаллографической текстуры фазы нитрида титана.

Характерно, что для лопаток после комплексной обработки в такой последовательности ВП+КИБ+УЗУ(10) в микроструктуре выявляются нарушения плотности покрытия вследствие его отслоения от поверхности лопатки (рис. 6, а, б). Следует отметить в микроструктуре этого же образца наличие сколов частичек покрытия, которые по-видимому, образовались в процессе растрескивания покрытия при изготовлении шлифа, что свидетельствует о повышенной хрупкости покрытия после обработки УЗУ на этом режиме.

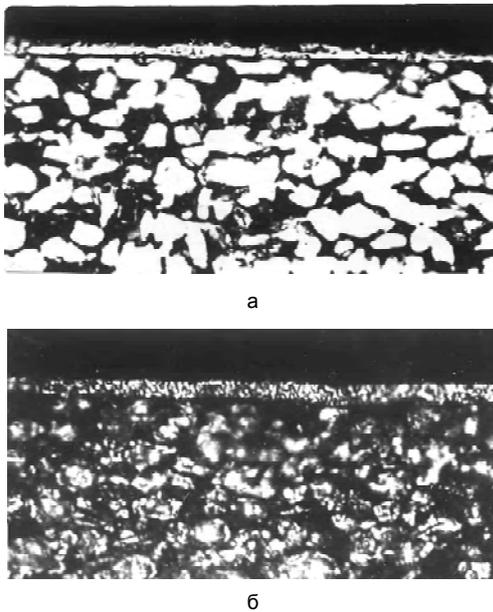


Рис. 3. Микроструктура лопатки с покрытием после комплексной обработки ВП +УЗУ (10 мин): а – поверхностный слой; б – поверхностный слой после перетравливания

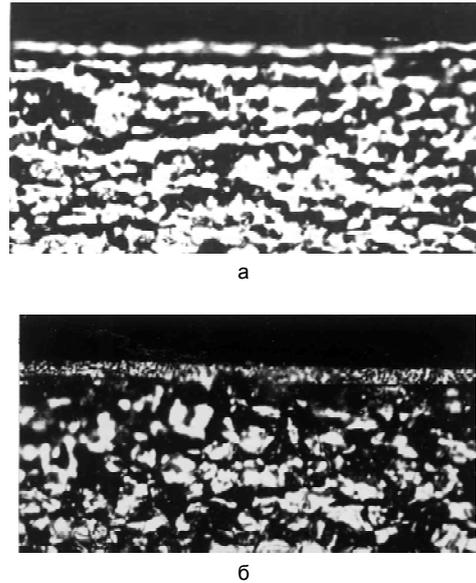


Рис. 4. Микроструктура лопатки с покрытием после виброполирования (ВП+КИБ): а – поверхностный слой; б – поверхностный слой после перетравливания

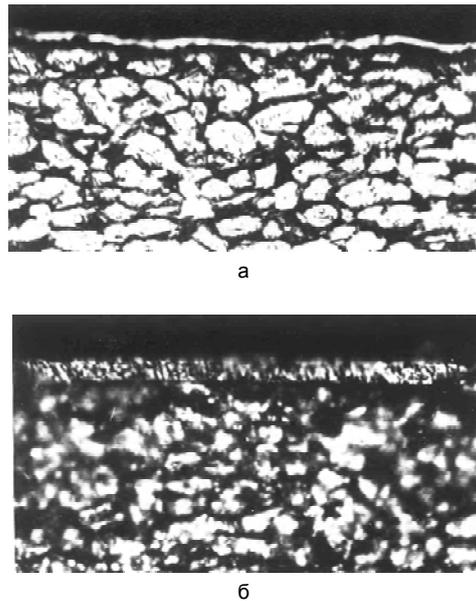


Рис. 5. Микроструктура лопатки с покрытием после комплексной обработки (ВП+УЗУ(5мин)+КИБ): а – поверхностный слой; б – поверхностный слой после перетравливания

Известно, что напряжения во вращающихся лопатках суммируются алгебраически от силы удара, упрочнения и статических сил [8, 9]. При этом напряжения от центробежных сил обратны по знаку с остаточными сжимающими напряжениями, что благоприятно сказывается на прочности лопаток при соударении с инородным телом.

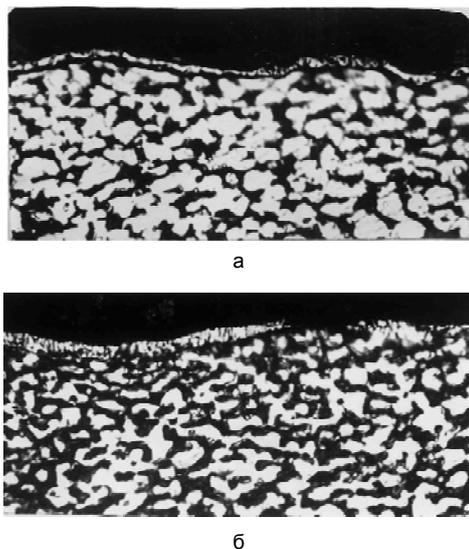


Рис. 6. Микроструктура поверхностного слоя лопатки с покрытием КИБ после виброполирования и последующей обработкой УЗУ (10 мин): а – поверхностный слой; б – поверхностный слой после перетравливания

В работе [10] приведены результаты испытаний на ударную прочность на центробежном копре, моделирующем условия соударения лопаток второй ступени компрессора из сплава ВТ8 с инородным телом. Установлено, что энергия удара бойка, затраченная на разрушение упрочненных лопаток на 41 % больше по сравнению с величиной энергии, затраченной на разрушение серийных лопаток (окончательная обработка – виброполирование). Характерно, что стабилизирующий отпуск, примененный для снятия остаточных сжимающих напряжений на упрочненных лопатках, привел к снижению энергии удара, необходимой для ударного разрушения.

Таким образом, упрочнение, а именно, остаточные сжимающие напряжения оказывают положительное влияние на ударную прочность лопаток компрессора, изготовленных из титановых сплавов.

Исследовали лопатки I-й ступени компрессора (серийные и с различной наработкой) после отделочно-упрочняющей и комплексной обработки на специальном копре ударами бойка в сечениях, расположенные на расстояниях 20 и 30 мм от подошвы хвостовика. После каждого метода обработки было испытано 3 лопатки.

Сопротивление лопаток ударному разрушению можно представить как энергию, состоящую из двух составляющих: работы деформации и работы разрушения. При этом предполагалось, что лопатка вначале деформируется, а затем разрушается без дальнейшей деформации. В действительности, часть лопаток с образовавшимися трещинами продолжала пластически деформироваться до разрушения после нанесения дополнительных

ударов. Работа деформации пропорциональна углу изгиба образца, который определяется по шкале на ударной установке. При испытаниях фиксировалась накопленная пластическая деформация по углу изгиба (φ , град.) с точностью $\pm 0,5^\circ$ после каждого удара до полного разрушения или появления макротрещины. Экспериментальные значения изгиба лопаток представлены в табл. 2 и 3. В табл. 4 представлены средние значения углов изгиба, полученные в сечениях на расстояниях 20 мм от подошвы лопатки. На рис. 7 показано изменение углов пластического изгиба ($\ell = 30$ мм) в зависимости от числа ударов; микроизломы испытанных лопаток представлены на рис. 8.

Полученные результаты ударных исследований свидетельствуют (табл. 2...4), что после всех видов отделочно-упрочняющей и комплексной обработки после второго (часть лопаток после третьего) удара в нижнее сечение ($\ell = 20$ мм) часть лопаток пластически деформируется, а часть – деформируется с образованием трещины или разрушается. После первого удара только одна лопатка получила трещину, что свидетельствует о снижении ударной прочности после ультразвукового упрочнения в течение 10 мин.

Следует отметить, что наиболее прочными оказались серийные лопатки и лопатки с КИБ и УЗУ (5 мин) – ни одна лопатка не разрушилась после второго удара ($\ell = 20$ мм). При этом наибольший угол изгиба ($\bar{\varphi}_1$, град = $6,17^\circ \dots 7,33^\circ$) после первого удара наблюдался у лопаток с покрытием TiN и с последующим ультразвуковым упрочнением. Эти лопатки оказались более пластичными, а менее пластичными оказались лопатки после УЗУ (10 мин). Практически после всех видов окончательной обработки пера, лопатки с трещинами пластически деформировались после третьего и четвертого ударов, что показывает их живучесть. Характерно, что после второго удара разрушались лопатки (появлялись трещины), обработанные УЗУ (10 мин) с последующим напылением TiN.

Таким образом, установлено, что ультразвуковое упрочнение в течение 10 мин снижает пластичность и сопротивление лопаток ударным нагрузкам; комплексная обработка УЗУ (5 мин) + КИБ не приводит к снижению ударной прочности лопаток.

Другие результаты получены при ударных испытаниях бойком в верхнее сечение ($\ell = 30$ мм).

Из рис. 7 видно, что наибольший угол пластического изгиба $\bar{\varphi}^\circ$ наблюдается у лопаток после УЗУ (5 мин) и ВП+КИБ.

Таблица 2 – Результаты ударных испытаний лопаток ($\ell = 20$ мм от подошвы хвостовика)

Методы обработки	φ_1 , град	φ_2 , град	φ_3 , град	φ_4 , град	Примечание
Серийные (ВП)	6,5	10,5	15	–	п.р.
	6	9,5	14	17,5	
	6	11,5	19 раз тр	–	
ВП+КИБ (верхняя половина пера)	6,5	12	14	–	–
	6	12,5 тр	–	–	
	7	12	17,5 тр	–	
ВП+УЗУ(5мин)+КИБ	5	7,5	10	17	п.р.
	4	7,5	9	п.р.	
	7	13,5 тр	–	–	
ВП+УЗУ(10мин)=КИБ	6,5	16,5	–	–	п.р.
	6,5	10	14	18,5	
	11 тр	–	–	–	
ВП+УЗУ(10мин)	5	12 тр	–	–	–
	5	9	п.р.	–	
	6,5	11,5	18 тр	–	
ВП+УЗУ(5 мин)	6	п.р.	–	–	
	6,5	12	п.р.	п.р.	
	6	11	п.р.	п.р.	
ВП+КИБ+УЗУ(5мин)	7,5	13	п.р.	–	
	7,5	13	20,1 п.р.	–	
	7,0	12,5	п.р.	–	
ВП+КИБ	6	12,5 тр	–	–	
	7,5	11	п.р.	–	
	7	12	17,5	–	

Примечание: тр. – трещина; п.р. – полное разрушение.

Таблица 3 – Статистическая обработка результатов ударных испытаний лопаток ($\ell = 20$ мм от подошвы хвостовика)

Методы обработки	$\bar{\varphi}_1$ град	$\bar{\varphi}_2^*$ рад	$\bar{\varphi}_3^*$ град	$\bar{\varphi}_4$ град	$\bar{\varphi}_2^{Tp}$ град	$\bar{\varphi}_3^{Tp}$ град	$\bar{\varphi}_4^{Tp}$ град	n_2^{Tp} %	n_3^{Tp} %
Серийные (ВП)	6,17	10,5	14	17,5	–	17	–	–	–
Серийные +КИБ, (верхняя половина пера)	6,67	12	–	–	–	15,75	–	–	–
ВП+УЗУ (5мин) + КИБ	5,7	7,5	9,5	13,5	13,5	–	–	33,3	–
ВП+УЗУ (10мин) + КИБ	6,5	10	14	18,5	16,5	–	–	33,3	–
ВП+УЗУ (10мин)	5,5	10,25	–	–	12	18	–	6,7	100
ВП+УЗУ (5мин)	6,17	11,5	16,5	–	–	–	–	33,3	–
ВП+КИБ+УЗУ (5мин)	7,33	12,83	–	–	–	–	–	–	100
ВП + КИБ	6,83	11,5	–	–	12,5	17,5	–	33,3	66,7

Примечание: $\bar{\varphi}_1$, град – угол пластического изгиба после первого удара; $\bar{\varphi}_2^*$, град, $\bar{\varphi}_3^*$, град – углы пластического изгиба после второго и третьего ударов без учета разрушенных лопаток с образовавшимися трещинами; $\bar{\varphi}_2^{Tp}$, град; $\bar{\varphi}_3^{Tp}$, град; $\bar{\varphi}_4^{Tp}$, град – углы пластического изгиба разрушенных лопаток и лопаток с образовавшимися трещинами; n_2^{Tp} , % – процентное отношение разрушенных лопаток и лопаток, получивших трещины, ко всем испытанным лопаткам после второго удара; n_3^{Tp} , % – то же после третьего удара.

Изломы лопаток после ударных испытаний исследовали с помощью микроскопа МБС-10 при увеличении от 6 до 90. Фотографирование макро-

изломов осуществлялось 35-мм фотокамерой, оснащенной специальной приставкой для макросъемки.

Таблица 4 – Результаты ударных испытаний лопаток ($\ell = 30$ мм от подошвы хвостовика)

Методы обработки	φ_1 , град	φ_2 , град	φ_3 , град	φ_4 , град
Серийные	9	15	26	
	9	17,5	34тр	32закл
	8,5	16,5	27тр	
Серийные + КИБ (верхняя половина пера)	10,5	19,5	27,5	34закл
	11	20,5	28,5	36закл
	12	23	32закл	–
ВП+УЗУ (5 мин) + КИБ	11	19	27,5	34закл
	12	21	29	36,5закл
	10	17,5	26	32закл
ВП+УЗУ(10мин) + КИБ	10	16	26,5	36,5закл
	11,5	13,5тр	–	–
	11	18,5	21,5	35,5закл
ВП+УЗУ (10мин)	11	20	29закл	
	10	20тр	29тр	
	11	19	28	35,5закл
ВП+УЗУ (5мин)	12	24	31,5	
	11	21	31Тр	
	13	23	32закл	
ВП+КИБ+УЗУ (5мин)	11	23	28Тр	–
	11	19	25	31закл
	10	18	24	32закл
ВП+КИБ	10	18	32,5тр	
	12	21	30закл	
	11	19	32тр	

Примечание: тр – трещина; п.р. – полное разрушение; закл – заклинивание.

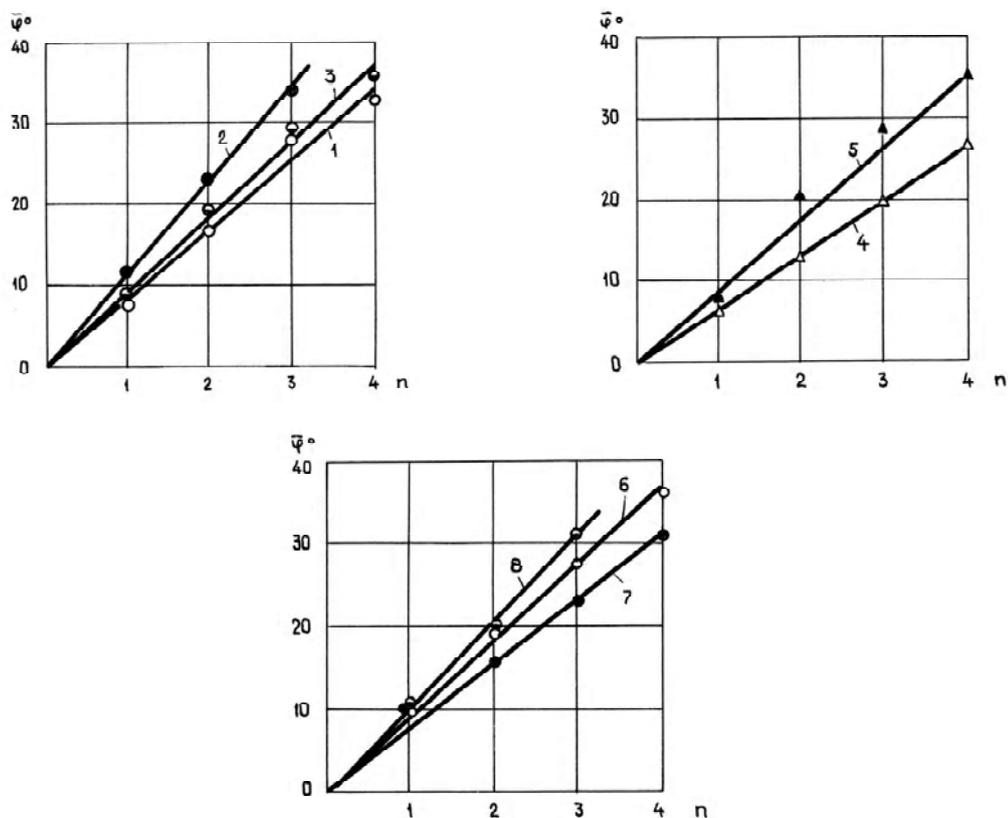


Рис. 7. Изменение угла пластического изгиба после: 1 – ВП (серийные); 2 – ВП+УЗУ(5 мин); 3 – ВП+УЗУ(10 мин); 4 – ВП+КИБ+УЗУ(5 мин); 5 – ВП+КИБ (половина пера); 6 – ВП+УЗУ(5 мин)+КИБ; 7 – ВП+УЗУ(10 мин)+КИБ; 8 – ВП+КИБ

Изучение изломов разрушенных лопаток показало, что макроизломы состояли их двух зон: зоны с радиальными рубцами и зоны долома, имеющей вид тонкой малорельефной полосы, повторяющей очертания сечения лопатки со стороны спинки (рис. 8).

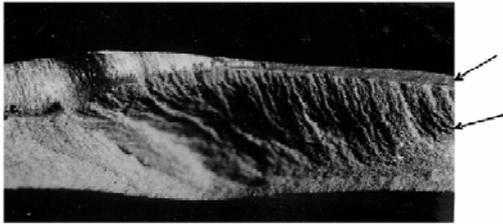


Рис. 8. Характерные зоны макроизломов лопатки ВП+УЗУ (5 мин):
1 – зона долома, 2 – зона радиальных рубцов



ВП+УЗУ (5 мин) + КИБ



ВП+КИБ + УЗУ (5 мин)



ВП + УЗУ (10 мин)



ВП + УЗУ (10 мин) + КИБ



ВП



ВП+КИБ

Рис. 9. Макроизломы лопаток ГТД

Известно, что радиальные рубцы на поверхности излома располагаются в направлении, перпендикулярном фронту распространения трещины. Поэтому центр или очаг разрушения можно определить продолжением радиальных рубцов до их пересечения. Определенные по указанной методике очаги разрушения находились для всех исследованных лопаток вблизи узкой кромки лопатки со стороны корыта (рис. 9).

Наличие очага разрушения в вышеуказанной зоне подтверждается конфигурацией трещин в лопатках, разрушенных не до конца, без разделения на две части (рис. 9).

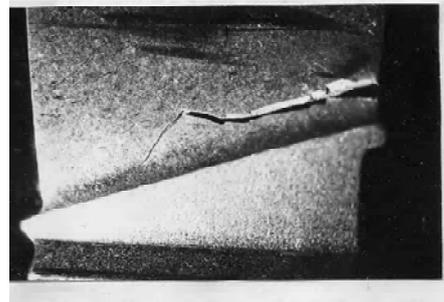


Рис. 9. Трещины в лопатках после ударного нагружения

С помощью микроскопа МБС-10 (цена деления 0,05 мм) была измерена ширина зоны долома в изломах, упрочненных по различным вариантам. Измерялась максимальная и минимальная толщина, результаты измерений приведены в табл. 5.

Таблица 5 – Ширина зоны долома в изломе лопаток

Метод упрочнения	Ширина зоны долома, мм	
	min	max
УЗУ (5 мин)+КИБ	0,25	0,40
КИБ + УЗУ (5 мин)	0,45	1,00
ВП+УЗУ (10 мин)	0,15	0,30
ВП+УЗУ (10 мин) + КИБ	0,20	0,45
ВП+КИБ	0,20	0,50
ВП	0,15	0,50
ВП + УЗУ(5 мин)	0,10	0,40

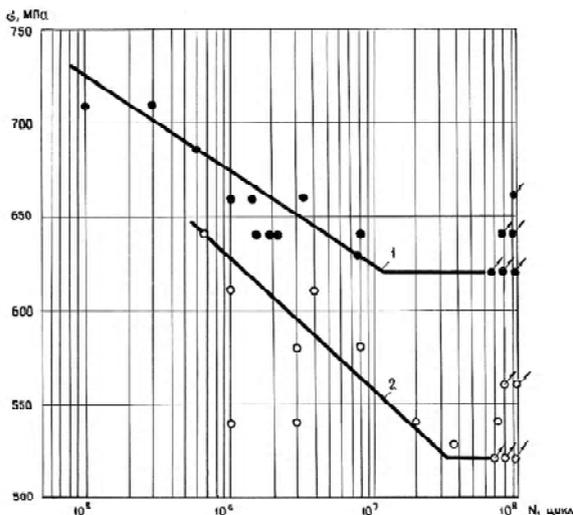


Рис. 10. Кривые усталости лопаток компрессора I-й ступ. двиг. ТВЗ-117 после: 1 – ВП+УЗУ (5 мин) +КИБ; 2 – ВП + КИБ верхней половины пера

Для оценки эффективности комплексного упрочнения на усталость по стандартной методике (база 100 млн циклов) лопаток с нитридтитановым покрытием TiN (предварительно обработанных ВП+УЗУ (5 мин) и серийных лопаток с покрытием TiN верхней половины пера после виброполирования без УЗУ (рис. 10). Как видно из рис. 10, предел выносливости лопаток после комплексной обработки достиг 620 МПа, что на 19 % выше, чем у серийных лопаток.

Таким образом, проведенные исследования показали эффективность комплексной обработки (нитридтитановое покрытие с предшествующим ультразвуковым упрочнением – 5 мин) лопаток компрессора двиг. ТВЗ-117.

Список литературы

1. Комплексное упрочнение лопаток компрессора./Богуслаев В.А., Жеманюк П.Д., Яценко В.К. и др. – Вестник двигателестроения, 2002. – №1 – С. 96-100.
2. Богуслаев В.А. Бень В.П., Яценко В.К. и др.

3. Восстановление несущей способности лопаток компрессора технологическими методами // Новые материалы і технології в металургії та машинобудуванні, 2003. – №1. – С. 72-76.
3. Алехин В.П. Физика прочности и пластичности поверхностных материалов. – М.: Наука, 1983. – 280 с.
4. Биргер И.А. Остаточные напряжения. М.: Машиностроение, 1963. – 232 с.
5. Серпецкий Б.А., Лоскутов С.В., Левитин В.В. и др. Повышение точности и производительности рентгенодифрактометрических измерений макроскопических напряжений //Заводская лаборатория. Диагностика материалов. Физические методы исследования и контроля, 1998. – № 3 – С. 28-31.
6. Формирование характеристик поверхностного слоя лопаток компрессора комплексной обработкой. Богуслаев В.А., Жеманюк П.Д., Яценко В.К., Бень В.П., Лоскутов С.В. // Вестник двигателестроения, 2003. – № 1. – С. 41–46.
7. Дрозд М.С. Определение механических свойств металла без разрушения. М.: Metallургия, 1965. – 243 с.
8. Жуков В.Б., Бень В.П., Яценко В.К. Влияние деформационного упрочнения на ударную прочность лопаток компрессора // Технологические системы, 2003 “ № 1. – С. 36-41.
9. Жуков В.Б., Пухальская Г.В. Влияние упрочнения на ударную прочность лопаток компрессора // Придніпровський науковий вісник, 1998. – № 115(182). – С. 33-43.
10. Богуслаев В.А., Яценко В.К., Притченко В.Ф. Технологическое обеспечение и прогнозирование несущей способности деталей ГТД // Изд. фирма “Манускрипт”, Киев, 1993. – 332 с.

Поступила в редакцию 01.02.2006 г.

Аноація: Розглянуто вплив комплексного зміцнення лопаток компрессора із титанового сплаву ВТ8 на опір ударному і втомному руйнуванню.

Abstract: Considered is the influence of complex strengthening compressor blades from titanium ВТ8 alloy on impact resistance and fatigue failure.

УДК 658.5.011.56:681.3

В. И. Дубровин, Л. Ю. Дейнега

ВИЗУАЛИЗАЦИИ ЗНАНИЙ В СИСТЕМАХ ДИАГНОСТИКИ АВИАЦИОННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

Аннотация: Показана целесообразность пополнения экспертной системы или системы, использующей дедуктивные алгоритмы логического вывода, подсистемой визуализации знаний. Описаны ее возможности и достоинства. Представлен пример результата работы подсистемы.

Введение

На предприятиях авиадвигателестроения на всех этапах жизненного цикла изделия используются современные информационные технологии. Борясь за обеспечение конкурентоспособности своей продукции, предприятия авиадвигателестроения наращивают количество и мощность программно-управляемого оборудования, персональных ЭВМ, приобретают и разрабатывают программное обеспечение. Однако, далеко не всегда количество средств и сил, вложенных в компьютеризацию производства, приводит к планируемому результату. Успех приходит там, где на основе всестороннего научного анализа сложившегося уровня технического развития производства идет поиск принципиально новых подходов к решению проблем его организации [1].

Одним из видов современных систем поддержки принятия решений являются экспертные системы (ЭС). Это особые компьютерные программы, моделирующие действия эксперта-человека при решении задач в какой-либо предметной области на основе накопленных знаний, составляющих базу знаний (БЗ) [2]. Знания, которыми обладает специалист в какой-либо области, можно разделить на формализованные (точные) и неформализованные (неточные) [3]. С формализованными знаниями работают, например, системы, использующие алгоритмы направленного перебора. Основной особенностью ЭС является ориентация на решение практических задач в неформализованных предметных областях. При этом результаты работы ЭС сравнимы с результатами, получаемыми человеком-экспертом. Накопленные знания определенным образом представлены в памяти ЭВМ в виде БЗ и, в отличие от знаний человека-эксперта, достаточно мобильны.

Классическая ЭС состоит из механизма логического вывода, БЗ и интерфейса пользователя. При работе с такой системой часто может возникнуть необходимость прибегнуть к помощи разработчика. В данной работе представлена подсистема визуализации знаний, которая устраняет этот недостаток. Эта подсистема может быть как частью ЭС, так и системы, основанной на формализо-

ванных знаниях.

Визуализация знаний в технической диагностике

Структура экспертной системы представлена на рис. 1 [4]. Пользователь посылает запрос экспертной системе. Механизм логического вывода, используя знания, накопленные в БЗ, выдает рекомендации системы. Для удобства работы эксперта при пополнении БЗ процесс работы со знаниями должен абстрагироваться от модели их представления. Эти возможности предоставляет подсистема визуализации БЗ (см. рис. 2).



Рис. 1. Структура ЭС



Рис. 2. Структура расширенной ЭС

При работе с ЭС такой структуры пользователь может получить не только рекомендации системы, но и просмотреть всю логическую цепочку, которая привела к такому выводу. Эксперт, пополняя БЗ, работает с графическими объектами и их связями, не привлекая к работе разработчика.

Одной из областей, широко применяющих ЭС, является техническая диагностика.

В авиадвигателестроении задача диагностики имеет такую постановку. Авиационный двигатель (объект диагностики) состоит из множества компонент (например, лопатки вентилятора, ротор вентилятора, статор вентилятора, лопатки компрессора и др.), объединение которых в систему позволяет ему обладать набором свойств (например, газодинамическая устойчивость работы компрессора). В случае неисправности полностью или частично исчезает возможность использования одного или нескольких свойств объекта. Необходимо по изменению свойств определить причину этого явления (неисправности) и выполнить ряд шагов для его устранения.

Действия, предпринимаемые экспертом при определении причин неисправностей авиационного двигателя, показаны на рис. 3. Вначале по множеству исходных данных (например, рост температуры масла, вибрации, показания сигнализатора стружки в масле) проводится формальное определение нарушенных свойств (разрушения подшипников, повышенный уход и расход масла, повышенный износ лабиринтных уплотнений). Затем анализируется, какие функциональные элементы обеспечивают данные свойства (элементы трансмиссии, узлы опор, система смазки). Данная методика позволяет проводить направленный поиск причин возникновения неисправностей (дефект подшипника качения, подшипник поставлен в нерасчетные условия работы, низкое качество графита в составе деталей контактного уплотнения),

после определения которых принимается решение о том или ином методе устранения данных неисправностей и, соответственно, о стоимости проведения ремонта и его целесообразности.

В ЭС диагностики знаниями может быть схема взаимодействия функциональных частей сложного объекта или методика достижения определённого состояния рассматриваемого процесса. Схему, изображённую выше, можно также рассматривать как формальное описание предметной области – процесса диагностики некоторого изделия [5].

Подсистема визуализации в ЭС технической диагностики предназначена, во-первых, для графического отображения цепочки логических выводов, получаемых экспертом при поиске причин неисправности устройства, а, следовательно, и при выборе рекомендаций по их устранению. Во-вторых, эксперт может без помощи разработчика пополнять БЗ новыми знаниями. Подсистема дает возможность выбрать тип объекта (сущности) из списка существующих (например, неисправности, свойства и т.д.) или определить новый, и манипулировать сущностями и связями между ними.

Задача технической диагностики может быть решена не только с помощью ЭС, но и с помощью систем, использующих дедуктивные алгоритмы логического вывода [6-8].

В [9] представлен подход к диагностике авиационного двигателя, использующий экспертные логико-лингвистические модели определения множественных отказов, которые могут происходить одновременно в различных узлах авиационного двигателя. Авиационный двигатель рассматривается как сложная техническая система, состоящая из взаимодействующих подсистем, в каждой из которых могут происходить отказы. Экспертные модели диагностики такой системы могут строиться по двум схемам:

- комбинация элементарных отказов → измене-

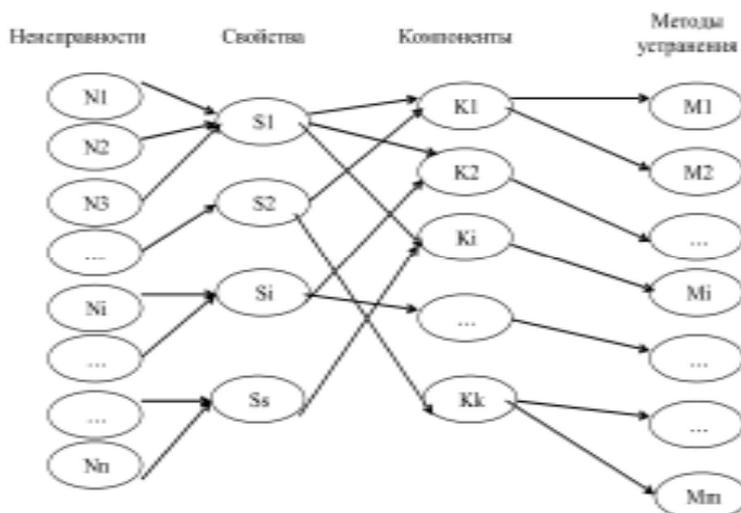


Рис. 3.Схема определения причин неисправностей и методов их устранения с помощью описания предметной области

ние значений набора характеристики состояния системы;

- элементарный отказ → изменение значений характеристик состояния системы.

Подсистема визуализации в составе системы, реализующей эту задачу, может выполнять следующие функции: обеспечивать эксперту возможность ввода подсистем объекта, видов отказов подсистем, характеристик состояния объекта диагностики и других параметров; а также получить графические изображения результатов экспериментальных расчетов.

Демонстрация результатов работы подсистемы визуализации знаний

На рис. 4 представлен пример результата работы эксперта с подсистемой визуализации. После запросов подсистемой получена схема, которая отображает поиск причин отказов газотурбинных двигателей и дает возможность получить рекомендации по устранению неисправностей.

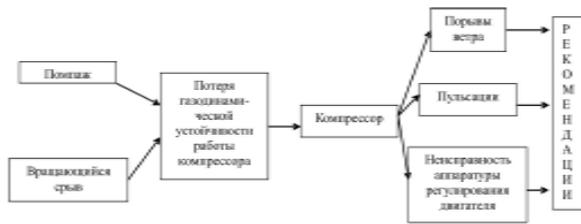


Рис. 4. Пример результата работы подсистемы визуализации

Эта схема также демонстрирует возможную вложенность объектов структуры (одна из причин потери газодинамической устойчивости работы компрессора - неисправность аппаратуры регулирования двигателя).

Для демонстрации был выбран отказ, достаточно характерный для газотурбинных двигателей разных типов, рассмотренный в [10].

Заключение

Структура данных подсистемы визуализации не зависит от методов представления знаний в БЗ. Бла-

годаря этому она может использоваться не только в классических ЭС, в которых система логического вывода основана на эвристических алгоритмах, но и в системах, основанных на экспертных моделях, что говорит о ее универсальности.

Возможности подсистемы визуализации позволяют пользователю и эксперту легко пользоваться системой, частью которой она является, не обращаясь за помощью к разработчику. Это повышает гибкость системы и снижает стоимость ее эксплуатации.

Список литературы

1. Богуслаев А.В., Дубровин В.И., Набока И.А. Современные информационные технологии в авиадвигателестроении //Вестник двигателестроения. – 2004. – №4. – С. 18-22.
2. Соьер Б., Фостер Д. Программирование экспертных систем. – М.: Финансы и статистика, 1998. – 254 с.
3. Искусственный интеллект. – Кн.1. Системы общения и экспертные системы: Справочник /Под ред. Э.В. Попова – М.: Радио и связь, 1990. – 464 с.
4. Построение экспертных систем /Под ред. Ф. Хейес-Рота, Д. Уотермана, Д. Лената. – М.: Мир, 1987. – 314 с.
5. Дейнега Л.Ю., Дейнега Р.В., Дубровин В.И. Визуализация знаний в экспертных системах //Информатика и системы управления. – 2003. – №2. – С. 89-94.
6. Искусственный интеллект. – Кн.2. Модели и методы: Справочник / Под ред. Д.А. Поспелова – М.: Радио и связь, 1990. – 304 с.
7. Вагин В.Н. Дедукция и обобщение в системах принятия решений. – М.: Наука, 1988. – 384 с.
8. Джексон П. Введение в экспертные системы. – М.: Издательский дом "Вильямс", 2001. – 624 с.
9. С.А Дмитриев, А.Е. Литвиненко, Е.П. Степушкина, А.В. Попов. Экспертные модели определения множественных отказов в авиационных двигателях //Вестник двигателестроения. – 2005. – №1. – С.12-17.
10. Акимов В.М. Основы надежности газотурбинных двигателей. – М.: Машиностроение, 1981. – 207 с.

Поступила в редакцию 01.11.2005 г.

Анотація: Показана доцільність поповнення експертної системи або системи, що використовує дедуктивні алгоритми логічного виводу, підсистемою візуалізації знань. Описані її можливості та переваги. Надано приклад результату роботи підсистеми.

Abstract: The expediency to add a subsystem of visualization of knowledge to an expert system or system applying deductive algorithms of logic output is shown. Its capabilities and advantages are described. The example of the subsystem functioning result is represented.

УДК 629.7.036:539.4

А. В. Шереметьев, А. В. Петров

УЧЕТ ВЛИЯНИЯ СВОЙСТВ МАТЕРИАЛА, КОНСТРУКТИВНЫХ, ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ И ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ ФАКТОРОВ ПРИ УСТАНОВЛЕНИИ РЕСУРСОВ ДЕТАЛЕЙ АВИАЦИОННЫХ ГТД

Аннотация: Даны рекомендации по определению комплексов влияния материала, конструктивных, технологических и эксплуатационных факторов при установлении ресурсов ретроспективным методом.

В настоящее время широко используются расчетно-экспериментальные методы установления ресурсов деталей авиационных ГТД. Среди этой группы методов заслуживают внимание методы, основанные на опыте эквивалентно-циклических испытаний и эксплуатации прототипов, например ретроспективный метод [1].

Формула установления циклических ресурсов деталей авиационных ГТД в ретроспективном методе может быть представлена в виде (1):

$$N_H = N_{np} \cdot \frac{N_{np.n}^*}{N_{np}^*} \cdot \eta_{\phi} \cdot \frac{\chi_{np}}{\chi_H}, \quad (1)$$

где N_H – циклический ресурс детали нового двигателя; N_{np} – экспериментально определенный ресурс детали двигателя – прототипа; $N_{np.n}^*$ – расчетное число циклов до разрушения детали двигателя – прототипа, изготовленного из нового материала; N_{np}^* – расчетное число циклов до разрушения детали двигателя – прототипа; η_{ϕ} – комплекс учета влияния конструктивных, технологических и эксплуатационных факторов; χ_{np} и χ_H – коэффициенты влияния вибрационных напряжений на циклическую долговечность детали двигателя – прототипа и нового двигателя соответственно.

Условия применимости ретроспективного метода требуют выбора прототипа с достаточно близкими к проектируемой детали характеристиками: уровнем повторно-статических напряжений в критических зонах, свойствами материалов и динамической напряженностью [1].

Формулу (1) можно преобразовать с учетом комплексов влияния различных факторов на циклический ресурс следующим образом:

$$N_H = N_{np} \cdot \eta_M \cdot \eta_{кмэ} \cdot \eta_{\phi}, \quad (2)$$

где η_M – комплекс учета влияния свойств материала; $\eta_{кмэ}$ – комплекс учета влияния конструктивных,

технологических и эксплуатационных факторов; η_{ϕ} – комплекс учета влияния вибрационных напряжений.

Определение величин, входящих в формулы (1) и (2) производится на основе предварительного анализа напряженно-деформированного состояния (НДС) деталей. При этом, как правило, должны быть использованы модели высокого уровня, включающие учет контактного взаимодействия в соединениях, физическую и геометрическую нелинейности [2].

Комплексы влияния, входящие в формулу (2), определяются следующим образом:

$$\eta_M = \frac{N_{np.n}^*}{N_{np}^*}; \quad (3)$$

$$\eta_{\phi} = \frac{\chi_{np}}{\chi_H}; \quad (4)$$

$$\eta_{кмэ} = \eta_K \cdot \eta_m \cdot \xi_{\phi}. \quad (5)$$

Здесь η_K – коэффициент учета конструктивных факторов; η_m – коэффициент учета технологических факторов; ξ_{ϕ} – коэффициент учета отличия повреждаемости в полетном цикле.

Следует отметить, что в случае идентичности конструкционных материалов, применяемых на деталях нового двигателя и двигателя – прототипа, $\eta_M = 1$. Если конструкция, технология изготовления и форма полетного цикла деталей нового двигателя не претерпела изменения по сравнению с деталями двигателя-прототипа, то $\eta_{кмэ} = 1$. Если уровень вибрационных напряжений в деталях нового двигателя относительно небольшой и не превышает уровня на двигателе – прототипе, тогда допустимо принимать $\eta_{\phi} = 1$.

Особый интерес для практического использования ретроспективного метода представляют комплексы учета влияния свойств материала и конст-

руктивных, технологических, эксплуатационных факторов.

На основании полученных в работах [2] и [3] результатов анализа и компьютерного моделирования возможных технологических отклонений (в пределах допуска) в замковых соединениях и их влияния на НДС и циклический ресурс рабочих лопаток вентиляторов авиационных ГТД, комплекс учета влияния конструктивных, технологических и эксплуатационных факторов определяется следующим образом:

$$\eta_{кмэ} = \left[1 - \frac{(\Delta N_{mex}^H)_{cp}}{(\Delta N_{mex}^{np})_{cp}} \right] \cdot \xi_{э} = 0,67 \cdot \xi_{э}, \quad (6)$$

где $(\Delta N_{mex}^H)_{cp}$, $(\Delta N_{mex}^{np})_{cp}$ – средние изменения циклической долговечности детали, при возможных технологических отклонениях нового двигателя и двигателя-прототипа соответственно.

Применение ретроспективного метода прогнозирования ресурса показано на примере рабочих лопаток вентиляторов авиационных ГТД разработки ГП "Ивченко-Прогресс".

Рассматриваемые в данной работе рабочие лопатки вентиляторов новых двигателей и двигателей-прототипов имеют различные материалы: титановые сплавы ВТ3-1 – для двигателей-прототипов и ВТ6 – для новых двигателей, поэтому комплекс учета влияния свойств материала требует определения.

Величины циклической долговечности $N_{пр.н}^*$ и $N_{пр.}^*$ могут быть определены как по кривым малоциклового усталости (МЦУ), так и по универсальной формуле Мэнсона, однако требуется оценка достоверности определения циклической долговечности в зависимости от уровня действующих напряжений.

В частности, при определении комплекса влияния материала для рабочих лопаток вентиляторов двигателей – прототипов, значения циклической долговечности первоначально определялись по кривым МЦУ для гладких образцов (рис. 1). На рис. 1 также видно явное преимущество титанового сплава ВТ6 над ВТ3-1 (до двух раз) в зоне МЦУ. Однако, уровень действующих в критических зонах лопаток повторно – статических напряжений был ниже, чем диапазон напряжений в образцах по кривым МЦУ. Поэтому, полученные по этим кривым значения циклической долговечности и комплексов влияния $\eta_{м}$ (табл. 1) оказались завышенными, лежащими за рамками доверительного интервала применения кривых МЦУ.

Применение кривых МЦУ, построенных для образцов с надрезом позволяет включать действующие

напряжения в доверительный интервал. Полученные таким образом значения циклической долговечности являются существенно заниженными

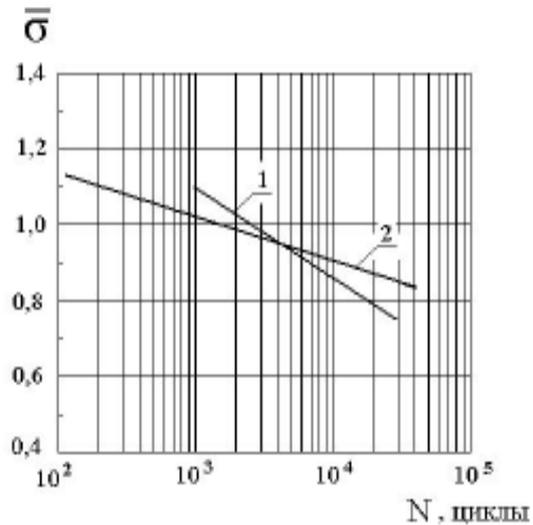


Рис. 1. Кривые малоциклового усталости: 1 – титановый сплав ВТ3-1; 2 – титановый сплав ВТ6

Таблица 1 – Комплексы влияния материалов для рабочих лопаток вентиляторов (гладкие образцы)

Двигатель-прототип	Материал	σ_{max} , МПа	N_p , циклы	$\eta_{м}$
№ 1	ВТ3-1	723	38464	10,2
	ВТ6	715	392825	
№ 2	ВТ3-1	581	155596	70,3
	ВТ6	547	1,1·10 ⁸	

ми и неприменимыми для практики, что связано двойным учетом концентрации напряжений: при определении НДС расчетным путем с использованием моделей высокого уровня (например, трехмерные конечноэлементные модели, учитывающие контактное взаимодействие в соединениях), где уже учитывается реальная концентрация напряжений и при использовании кривых МЦУ на базе образцов с надрезом. Однако, относительные значения циклической долговечности являются физическими и приемлемыми (табл. 2).

Таблица 2 – Комплексы влияния материалов для рабочих лопаток вентиляторов (образцы с надрезом с $\rho = 0,25$ мм)

Двигатель-прототип	Материал	σ_{max} , МПа	N_p , циклы	η_M
№ 1	BT3-1	723	1756	1,60
	BT6	715	2809	
№ 2	BT3-1	581	3520	1,92
	BT6	547	6760	

В качестве универсального подхода к определению комплексов влияния η_M и $\eta_{кмэ}$ предлагается их определять на основе циклической долговечности, определенной по формуле Мэнсона:

$$\varepsilon_a = \frac{1}{2} \left(\ln \frac{1}{1-\psi} \right)^{0,6} \cdot N_p^{-0,6} + \frac{1,75 \cdot \sigma_B}{E} \cdot N_p^{-0,12}, \quad (7)$$

где ε_a – амплитуда полной деформации в цикле; ψ – относительное сужение материала образца; σ_B – предел длительной прочности; E – модуль упругости; N_p – число циклов до разрушения.

В табл. 3 приведены расчетные значения циклической долговечности, определенных по формуле Мэнсона (7) и комплексов влияния материала для рабочих лопаток вентиляторов двигателей – прототипов. Как видно из табл. 3, комплекс влияния материала может принимать значения как больше, так и меньше единицы, что объясняется изменением преимущества титанового сплава BT6 по отношению к BT3-1 в зависимости от уровня действующих напряжений. Этот факт иллюстрируют табл. 4 и рис. 1, в которой приведено изменение относительной циклической долговечности в зависимости от величины напряжений. Из табл. 4 следует, что в диапазоне напряжений 400 – 700 МПа (в зоне упругости) титановый сплав BT3-1 превосходит BT6 по характеристикам МЦУ, а при уровне напряжений 800 – 1000 МПа (в упруго – пластической зоне) преимущество имеет титановый сплав BT6.

На основании вышеизложенного был осуществлен выбор лопаток вентиляторов двигателей – прототипов, определены комплексы влияния η_M и $\eta_{кмэ}$ установлены циклические ресурсы рабочих лопаток вентиляторов двух новых авиационных ГТД ретроспективным методом (табл. 5).

Как видно из приведенных результатов, определение величин комплексов влияния и коэффициентов, входящих в формулы (1) и (2) требует взвешенного подхода к определению числа цик-

Таблица 3 – Комплексы влияния материалов для рабочих лопаток вентиляторов (на основании формулы Мэнсона)

Двигатель-прототип	Материал	σ_{max} , МПа	N_p , циклы	η_M
№ 1	BT3-1	723	1756	1,60
	BT6	715	2809	
№ 2	BT3-1	581	3520	1,92
	BT6	547	6760	

Таблица 4 – Влияние уровня действующих напряжений на относительную повреждаемость (на основании формулы Мэнсона)

σ_{max} , МПа	Материал	N_p , циклы	η_M
400	BT3-1	19496620	0,68
	BT6	13362060	
500	BT3-1	2095104	0,70
	BT6	1466477	
600	BT3-1	357239	0,74
	BT6	265153	
700	BT3-1	90834	0,85
	BT6	77094	
800	BT3-1	32003	1,02
	BT6	32689	
900	BT3-1	14364	1,29
	BT6	18488	
1000	BT3-1	8128	1,56
	BT6	12709	

лов до разрушения (повреждаемости) деталей.

Можно выделить следующие рекомендации:

1) применение кривых малоциклового усталости должно быть ограничено диапазоном доверительных значений долговечностей, который подтвержден испытаниями образцов;

2) уровень напряжений в сравниваемых деталях не должен различаться более, чем на величины, оговоренные в условиях применения метода;

3) сравнение циклической долговечности деталей желательно проводить в зонах однотипных концентраторов напряжений;

4) для определения расчетных значений циклической долговечности, а также комплексов влияния материала, конструктивных, технологических

Таблица 5 – Ресурсы лопаток вентиляторов, определенные ретроспективным методом

Новый двигатель	σ_{\max} , МПа	Двигатель-прототип	$N_{пр}$, циклы	η_m	$\eta_{кст}$	η_{θ}	N_H , циклы
А	758	№1	10300	0,96	0,67	1,0	6624
Б	507	№2	21180	1,28	0,67	1,0	18163

и эксплуатационных факторов (где используется отношение циклических долговечностей) рекомендуется использование формулы Мэнсона.

Список литературы

1. Муравченко Ф.М., Шереметьев А.В. О методе определения циклических ресурсов авиадвигателей // Оценка и обоснование продления ресурса элементов конструкций: Тр. Междунар. конф. – К.: Нац. АН Украины. Ин-т пробл. прочности, 2000. – т.2. – С. 831-836.
2. Муравченко Ф.М., Шереметьев А.В., Петров А.В. Анализ напряженно-деформированного состояния деталей авиационных ГТД с учетом возможных технологических отклонений // Вісник двигунобудування, 2005. – №1. – С. 23-28.

3. Шереметьев А.В., Петров А.В. Использование компьютерного моделирования для учета технологической наследственности при установлении ресурсов деталей авиационных ГТД // Авіаційно-космічна техніка і технологія. – Харків, 2005. – Вип.4(20). – С. 50-53.

Поступила в редакцию 16.01.2006 г.

Анотація: Надано рекомендації з визначення комплексів впливу матеріалу, конструктивних, технологічних та експлуатаційних факторів при встановленні ресурсів ретроспективним методом.

Abstract: Recommendations for definition of influence complexes of material, constructive, technological and operational factors when establishing service life by retrospective method are given.

УДК 621.891

В. В. Шевеля, В. П. Олександренко

РЕОЛОГИЧЕСКИЕ АСПЕКТЫ ВЛИЯНИЯ ФРЕТТИНГА НА КОРРОЗИОННОЕ РАСТРЕСКИВАНИЕ СТАЛИ

Аннотация: Рассмотрено влияние количества циклов предварительного фреттингования, возникающей при этом повреждаемости поверхности и изменения реологических характеристик стали на время до разрушения образцов под действием статической нагрузки в коррозионной среде.

Введение

Любое динамическое нагружение материала сопряжено с проявлением реологических механизмов диссипации подведенной механической энергии, определяющих развитие повреждаемости. При фреттинге локальные динамические контактные взаимодействия обусловлены малыми реверсивными перемещениями, вызывающими знакопеременные напряжения [1, 2]. В этих условиях существенным источником рассеяния энергии в металлах и сплавах является микропластическое течение [3, 4], которое сопряжено с необратимостью деформационных процессов. Отсутствие при колебаниях линейной зависимости между нагрузкой и деформацией приводит к образованию петли гистерезиса, ширина которой характеризует степень необратимости процесса. С проявлением микропластичности материала, определяющей предпосылки зарождения и развития трещины, связана и его трещиностойкость [5].

В условиях эксплуатации детали механизмов могут одновременно или периодически подвергаться воздействию как фреттинга, так и статических растягивающих напряжений, вызывающих при наличии коррозионно-активной среды – коррозионное растрескивание. Это относится и к узлам авиационной техники (подвески двигателей, оси колеса стойки самолета и др.). Наложение указанных процессов может привести к их взаимоусилению, поломке детали и возникновению аварийной ситуации. Например, выявлено [6] разрушение винтовой цилиндрической пружины сжатия направляющего распределителя топливного насоса в результате фреттинга и коррозии под напряжением. Вместе с тем природа данного явления в достаточной мере не изучена. Поэтому необходимы дальнейшие исследования влияния фреттинг-процесса на поведение материала под действием статической нагрузки и коррозионной среды с учетом изменения реологических свойств материала.

Методика испытаний

Испытания на фреттинг проводили на модернизированной установке [7] при нагрузке $P = 30$
© В. В. Шевеля, В. П. Олександренко 2006 г.

МПа и частоте $f = 30$ Гц. В качестве неподвижного образца использовались пластины из рессорной стали 65Г после закалки и отпуска при температуре 400 °С, которые контактировали с вибрирующим контрообразцом из стали 40Х. Общий вид фреттинг-узла представлен в работе [8].

Фреттингостойкость оценивали тремя параметрами: локальным износом H , характеризующим максимальную глубину локального повреждения, средним линейным износом h и фреттинг-фактором $\Phi = H/h$ [9], характеризующим степень локального повреждения при фреттинге. Исследование повреждаемости проводили прибором Talyscan 150 фирмы Taylor-Hobson с использованием программы Taly Map Expert (Mountains Technology). Проводилось сканирование участков шириной 1 мм с периодичностью 10 мкм (100 проходов на 1 мм поврежденного участка).

Сопrotивление микропластическим деформациям исследовалось в соответствии с методикой [10].

Для изучения реологических и прочностных свойств поверхностей на базе микротвердомера ПМТ-3 была разработана конструкция установки, позволяющая проводить исследования методом непрерывного вдавливания индентора. Метод основан на регистрации в процессе испытаний по автоматически записанной диаграмме глубины h внедрения индентора под нагрузкой P . Расшифровка диаграммы функциональной зависимости глубины внедрения индентора от нагрузки $h = f(P)$ позволяет получать более обширную, по сравнению со стандартным методом микротвердости, информацию [11].

Практика показывает [12], что лучше всего хрупкость материала выявляет испытание при действии на образец изгибающего момента, порождающего неравномерность поля напряжений, в связи с чем, для изучения склонности металла к коррозионному растрескиванию в условиях коррозии под напряжением была создана установка, позволяющая производить параллельные испытания девяти балочных образцов консольным изгибом. Нагружение образца 1 (рис. 1) проводили с помощью гирь,

помещаемых на конец рычажного устройства 2, опирающегося на буфер. Для испытаний в жидких средах на образец устанавливалась камера 5, в которую заливался необходимый раствор. Использовался балочный образец прямоугольного сечения $l \times b \times h = 150 \times 20 \times 3$ мм с односторонним V-образным надрезом ($\alpha = 60^\circ \text{C}$) глубиной 0,5 мм. При проведении двухступенчатых исследований на образцы с противоположной стороны V-образного надреза наносилось фреттинг-повреждение при заданном числе циклов наработки, после чего они испытывались на коррозионное растрескивание в 3,5% растворе NaCl. Стойкость материала к коррозионному растрескиванию оценивали по времени до разрушения образца, которое фиксировалось по таймеру, электрическая цепь которого замыкалась при опускании рычага в момент поломки образца.

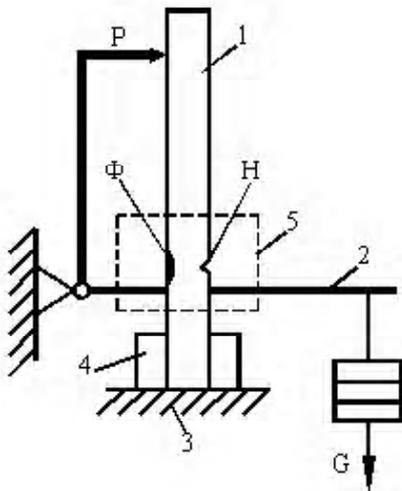


Рис. 1. Принципиальная схема установки для испытаний на коррозионное растрескивание:

- 1 – образец; 2 – нагружающее устройство; 3 – станина;
- 4 – приспособление для закрепления образцов;
- 5 – камера; Ф – фреттинг-повреждение; Н – надрез

Результаты экспериментов и их обсуждение

Изучалось влияние количества циклов предварительного фреттингования и соответствующего изменения реологических характеристик стали на время до разрушения образцов под действием статической нагрузки в коррозионной среде (рис. 2).

Видно, что с увеличением числа циклов фреттингования средний и локальный износ возрастает, а фреттинг-фактор имеет экстремальную зависимость.

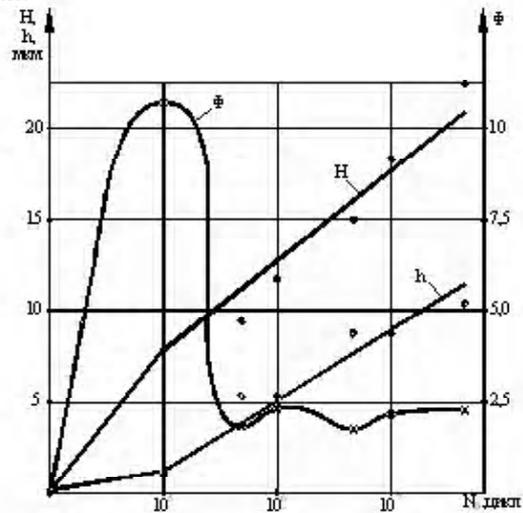


Рис. 2. Зависимость среднего линейного износа h , локального износа H , фреттинг-фактора Φ от числа циклов фреттингования ($P = 30$ МПа, $f = 30$ Гц, $A = 200$ мкм, воздух)

После испытания на фреттинг образцы исследовали на сопротивление микропластическим деформациям. В качестве показателей микропластичности использовали критическое напряжение микротекучести σ_3 и коэффициенты упрочнения A_2 и A_3 , характеризующие изменения реологических свойств материала (рис. 3). В общем случае на кривых микропластичности могут проявляться три стадии, которые коррелируют с закономерностями амплитудной зависимости внутреннего трения (демпфирующей способности) [13]. Критическое напряжение микротекучести σ_3 характеризует степень охрупчивания (изменение предела упругости) металла, а коэффициенты A_2 и A_3 , равные тангенсу угла наклона Θ соответствующих участков зависимости $\sigma = f(\sqrt{\epsilon_{ocm}})$, характеризуют деформационное упрочнение. По относительному изменению критического напряжения σ_3 и наклона кривых на II и III стадиях можно судить об изменении плотности, подвижности и степени торможения дислокаций, осуществляющих неупругую деформацию, а значит – о степени деформационного упрочнения в микрообъемах.

Зависимость характеристик микропластичности материала от числа циклов наработки при фреттинге имеет сложный характер (рис. 4). На начальном этапе фреттингования ($N_{\phi} = 10^5$) наблюдается снижение критического напряжения микротекучести σ_3 , коэффициента упрочнения A_2 и повышение A_3 . Начальный период контактирования (приработки) характеризуется большими удельными нагрузками.

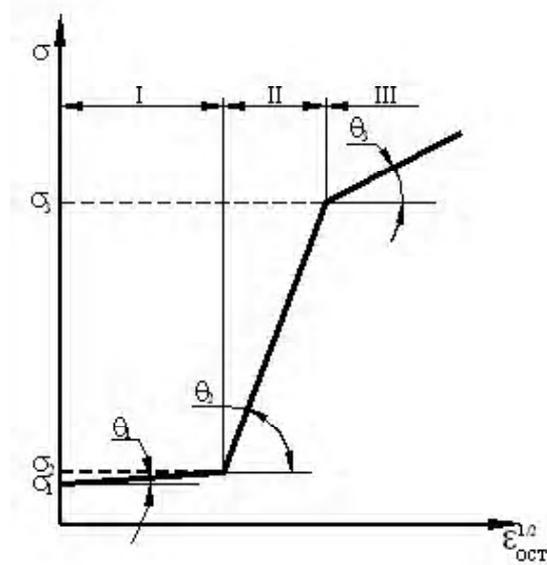


Рис. 3. Обобщенная зависимость между приложенным напряжением и остаточной микропластической деформацией

ми на пятнах контакта из-за пониженной фактической площади контактирования. Это приводит к значительным пластическим деформациям контактирующих объемов металла. Переход микродеформации материала в макродеформацию характеризуется третьей стадией микропластичности. Видно (рис. 4), что при $N_{\phi} = 10^5$ значение коэффициента динамического упрочнения A_3 возрастает, т.е. способность структуры к значительным пластическим деформациям снижается. В результате на данном этапе преобладающее развитие получают процессы схватывания, вызывающие интенсивное локальное повреждение (H) в местах фактического контакта поверхностей. Равномерный износ (h) при этом незначителен, а величина фреттинг-фактора (Φ) имеет экстремальное значение. В дальнейшем, с повышением числа циклов наработки (по мере приработки) увеличивается фактическая площадь контактирования, снижается давление в контакте, пластическая деформация локализуется в приповерхностном слое, на что указывает стабилизация коэффициента A_3 и получают развитие реологические процессы, связанные со второй стадией микротекучести, характеризующиеся показателями σ_3 и A_2 . Скорость роста глубины локальных повреждений снижается и происходит уменьшение величины фреттинг-фактора, который проявляет осциллирующую зависимость от числа циклов наработки, что связано с изменением микропластических свойств металла в ходе фреттингования. Увеличение критического напряжения микротекучести и рост A_2 указывает на стабилизацию структуры, снижение ее диссипативных свойств и, как следствие, происходит некоторое увеличение фреттинг-факто-

ра после наработки $N_{\phi} = 10^6$ циклов. Последующее снижение σ_3 приводит к уменьшению величины фреттинг-фактора, несмотря на рост коэффициента упрочнения A_2 . В последующем опять происходит рост упругих свойств поверхности, что приводит к увеличению Φ . Таким образом, развитие процессов повреждения при фреттинге связано с проявлением реологических свойств поверхности, которые изменяются в процессе контактирования. Общая тенденция изменения свойств поверхности в ходе фреттингования связана с исчерпанием запаса микропластичности материала.

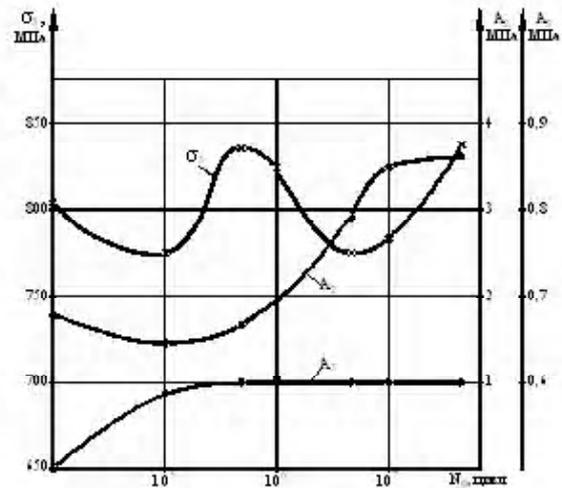


Рис. 4. Зависимость характеристик микропластичности стали 65Г (отпуск 400 °С) от числа циклов фреттингования ($P = 30$ МПа; $f = 30$ Гц, $A = 200$ мкм)

Периодичность изменения величины критического напряжения σ_3 указывает на развитие на соприкасающихся поверхностях чередующихся процессов упрочнения и разупрочнения. Взаимодействие тел в ходе фреттингования локализуется в небольшом объеме материала вблизи поверхности и наибольшая интенсивность указанных процессов должна быть на участках фактического контакта и прилегающих к ним зонам. Для оценки релаксационных свойств локальных объемов металла использовали метод кинетической микротвердости.

В связи с тем, что исследовали поверхностный слой и получали отпечатки небольшой глубины, нужна была особая тщательность в технике приготовления шлифов, которая включала шлифование наждачной бумагой с последующим полировани-

ем фреттовым кругом. После механической обработки для снятия наклепанного слоя применяли электрополирование. Поверхность дорожки трения после фреттинга имеет значительную шероховатость, поэтому были приготовлены шлифы, рабочая плоскость которых пересекала плоскость дорожки трения под прямым углом и проходила через зону непосредственного контакта – адгезионный шов. Чтобы избежать проявления "краевого эффекта", уколы, расположенные ближе 15 мкм от края поверхности, не учитывались.

Согласно [11], способность материала к релаксации напряжений δH оценивали по величине

$$\delta H = \frac{2\Delta h_0}{h_0 + \Delta h_0},$$

где h_0 – глубина внедрения индентора под действием приложенной нагрузки; Δh_0 – прирост глубины отпечатка при выдержке под нагрузкой.

Сравнительную оценку величины микропластичности и внутреннего трения осуществляли по показателю [11]

$$\psi = \frac{\delta}{\omega}.$$

где δ – ширина петли гистерезиса, образованная на диаграмме при разгрузке и повторном нагружении индентора; ω – соответствующая глубина внедрения индентора.

Из рис. 5 видно, что в зоне адгезионного взаимодействия (I) поверхностей способность материала к релаксации напряжений значительно снижена, о чем свидетельствует уменьшение величины δH . Это связано с падением микропластичности стали, характеризующейся показателем ψ . В зоне влияния (II), вследствие развития усталостных процессов, наблюдается разупрочнение металла по сравнению с исходным состоянием (III). Таким образом, на поверхности, подвергнутой фреттингу, выявляются зоны с пониженной и повышенной релаксационной способностью. Поэтому, несмотря на преобладающее развитие в определенные периоды наработки процессов разупрочнения, связанных со снижением напряжения старта винтовых дислокаций (σ_3), существование зон со стабильной (хрупкой) структурой, обладающей низкими релаксационными свойствами, является предпосылкой развития процессов разрушения металла. Тем более, что в ходе фреттингования интенсивность диссипационных процессов, связанных с перемещением как краевых (рост A_2), так и винтовых (рост A_3) дислокаций, снижается.

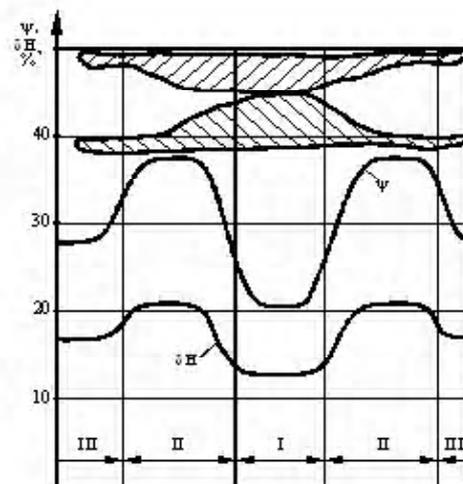


Рис. 5. Зависимость изменения релаксационной способности (δH) и микропластичности (ψ) металла на микроучастках поверхности после фреттингования

Изменение в результате протекания фреттинг-процесса реологических и геометрических характеристик материала поверхности может оказывать влияние на поведение деталей под статистической нагрузкой, например, – на сопротивление коррозионному растрескиванию.

Исследования на коррозионное растрескивание при статическом изгибе проводились как на исходных образцах, так и после фреттингования под нагрузкой $\sigma = 1600$ МПа в среде 3,5% раствора NaCl.

Установлено (рис. 6), что время до разрушения при коррозионном растрескивании τ_p с увеличением числа циклов фреттинг-наработки непрерывно снижается на несколько порядков. В то же время напряжение разрушения образца σ_p , определяемое при стандартных испытаниях на разрыв, изменяется незначительно.

Объяснить полученное явление снижения долговечности только уменьшением сечения образца в результате фреттинг-износа не представляется возможным. Снижение сопротивления металла коррозионному растрескиванию под влиянием фреттинг-коррозии, наряду с геометрическим, обусловлено действием реологического и повреждающего факторов. Определенное разупрочнение материала (снижение показателей σ_3 и A_2) на начальной стадии фреттингования не сказывается благотворно на процессе коррозионного растрескивания. Как видно (рис.6), после наработки $N_{cp} = 10^5$ циклов время до разрушения образца при выдержке под статической нагрузкой снижается. Важным условием развития коррозионного растрескивания [14] является концентрация напряжений в локализованных объемах, приводящая к возникновению и развитию трещин. Фреттинг характеризуется значительными локальными повреждениями,

проявляющимися уже в первые 20.....25 % общей долговечности [15]. В период приработки неровности деформируются, происходит их холодная сварка, а при дальнейшем относительном смещении эти сваренные неровности разрываются либо по поверхности раздела, либо внутри неровностей [16]. В результате возникает поврежденность, обуславливающая значительную величину фреттинг-фактора (рис. 2). Уже на ранних стадиях фреттинга на границе между участком со скольжением и участком без скольжения происходит зарождение трещины [17].

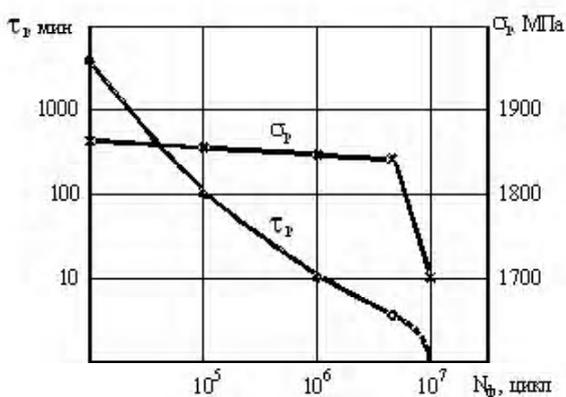


Рис. 6. Зависимость напряжения разрушения (σ_p) и времени до разрушения (τ_p) от числа циклов фреттингования ($P = 30$ МПа, $f = 30$ Гц, $A = 200$ мкм)

Таким образом, влияние начального этапа фреттинга на процесс коррозионного растрескивания связано с возникающими поверхностными повреждениями: вырывами, кавернами, характеризуемыми повышенным фреттинг-фактором, – что способствует росту концентрации напряжений и снижению времени до растрескивания τ_p .

В процессе последующей наработки происходит снижение фреттинг-фактора, что способствует геометрической деконцентрации напряжений. Однако время до растрескивания при этом также значительно снижается. Это обусловлено действием реологических факторов, проявляющихся в увеличении деформационного упрочнения (росте A_2 , A_3 и σ_3). Чем больше металл приобретает способность сопротивляться микротекучести, проявляя более высокую упругость, тем значительнонее проявляется концентрация напряжений вследствие утраты материалом структурной подвижности. В результате снижения релаксационных свойств поверхностного слоя материала уменьшается время до растрескивания при наложении внешней нагрузки.

При наработке $N_{\phi} = 10^7$ циклов наблюдается вза-

имное усиление реологического, повреждающего и геометрического факторов, что приводит к падению σ_p до 1700 МПа и моментальному разрушению образца при испытании на коррозионное растрескивание.

Выводы

Фреттинг-коррозия оказывает значительное влияние на поведение материала под статической нагрузкой – коррозионное растрескивание. На начальных этапах фреттинга определяющим фактором, влияющим на снижение времени до растрескивания образцов, является повреждающий, который определяется фреттинг-фактором. В последующем – преобладающим становится реологический, обусловленный снижением релаксационных свойств поверхности после фреттинга. При определенных условиях развития фреттинг-коррозии преобладающим может быть геометрический фактор, связанный со значительным равномерным износом и приводящий к уменьшению поперечного сечения детали. На практике наиболее опасным является совместное действие этих трех факторов, приводящее к значительному снижению длительной прочности металлов. В связи с выявленными закономерностями, дальнейший интерес представляют исследования, связанные с влиянием на длительную прочность металлов степени локализованности фреттинг-повреждений, определяемой амплитудой проскальзывания.

Список литературы

1. Голего Н.Л., Алябьев А.Я., Шевеля В.В. Фреттинг-коррозия металлов. – К.: Техніка, 1974. – 272 с.
2. Уотерхауз Р.Б. Фреттинг-коррозия. – Л.: Машиностроение, 1976. – 272 с.
3. Писаренко Г.С. Рассеяние энергии при механических колебаниях. – К.: АН УССР, 1962. – 433 с.
4. Шевеля В.В., Шевеля И.В., Калда Г.С., Олександренко В.П. Микропластичность и коррозионная активность стали, как факторы фреттингостойкости // Проблемы трибологии. – 2001. – № 2. – С. 14-18.
5. Ясній П.В. Пластично деформовані матеріали: втома і тріщиностійкість. – Львів: Світ, 1998. – 292с.
6. Hamdy Muhammad M. The degradation of material by fretting stress corrosion // Wear. – 1991. – V. 151, № 1. – P. 35-47.
7. Кузьменко А.Г., Волынский Б.С., Заболотная Л.В. Количественная оценка фреттинг-коррозии радиального подшипника при пульсирующей нагрузке. Сообщение 2 // Проблемы трибологии. – 1998. – № 3 – С. 44-59.
8. Шевеля В.В., Любимов В.Е., Олександренко В.П. Развитие геометрической структуры поврежде-

- ний при фреттинг-коррозии металлов // Проблемы трибологии. – 2005. – №1. – С. 143-148.
9. Shevelya V., Drzymala A., Kalda G., Oleksandrenko V., Shevelya I. Fretting-factor as a parameter of wear-resistance at boundary friction // Scientific Bulletins of Rzeszow University of Technology. – 2002. – № 193. – P. 279-283.
 10. А.с. № 536418 СССР. Устройство для определения остаточных деформаций в материалах при изгибе пластин равного сопротивления / В.В. Шевеля, А.Н. Гладченко, И.И. Ильинский. – БИ. – 1976. – № 43.
 11. Булычев С.И., Алехин В.П., Шоршоров М.К., Терновский А.П. Исследование механических свойств материалов с помощью кинетической диаграммы нагрузка-глубина отпечатка при микровдавливании // Проблемы прочности. – 1976. – №9. – С. 79-83.
 12. Браун У., Сроули Дж. Испытания высокопрочных металлических материалов на вязкость разрушения при плоской деформации. – М.: Мир, 1972. – 246с.
 13. Кон-Сю Ю., Соловьев Л.А., Коваль Г.П. Микродеформация, гистерезис и внутреннее трение поликристаллических сплавов // Аналитические возможности метода внутреннего трения. – М.: Наука. – 1973. – С. 28-34.
 14. Романив О.Н, Никифорчин Г.Н., Студент А.З. Фактор геометрии трещин и структурная чувствительность коррозионной трещиностойкости низколегированных сталей при длительном нагружении // Физико-химическая механика материалов. – 1983. – Т.19, № 5. – С. 3-13.
 15. Endo K., Goto H. Effects of environment on fretting fatigue // Wear. – 1978. – V. 48, № 1. – P. 347-367.
 16. Bethune B., Waterhouse R.B. Adhesion between fretting steel surfaces // Wear. – 1965. – V.8, № 22.
 17. Waterhouse R.B. The role of adhesion and delamination in fretting wear of metallic materials // Wear. – 1977. – V. 45, № 3. – P. 355-364.

Поступила в редакцию 20.04.2006 г.

Анотація: Розглянуто вплив кількості циклів попереднього фреттингування, пошкоджуваності, що при цьому виникає і зміни реологічних характеристик сталі на час до руйнування зразків під дією статичного навантаження і корозійного середовища.

Abstract: The influence of quantity of preliminary fretting cycles, damage that emerges during this process and changes of the steel rheological characteristics on time as to the destruction of samples under the influence of static loading and corrosive medium is investigated.

УДК 621.891:669.018.44

Л. И. Ивченко, И. Н. Павлюченко

СОПРОТИВЛЕНИЕ ИЗНАШИВАНИЮ КОНСТРУКЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ В УСЛОВИЯХ ДИНАМИЧЕСКОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ БЕЗ РАЗРЫВА КОНТАКТА

Аннотация: Рассмотрено влияние внешних параметров нагружения (число циклов контактирования, нагрузка, амплитуда относительных перемещений, температура) на изнашивание жаропрочных материалов, применяемых в трибосопряжениях ГТД.

Сложный процесс контактного взаимодействия поверхностей в ряде реальных трибосопряжений ГТД может быть предоставлен в виде нескольких схем. Контактное взаимодействие по этим схемам вызывает существенный износ сопрягающихся поверхностей.

Это динамическое взаимодействие состоит из следующего ряда:

а) возвратно-поступательное скольжение поверхностей с приложением нормальной статической нагрузки в условиях без разрыва контакта (подобно взаимодействию при реверсивном трении);

б) взаимодействие поверхностей в условиях приложения динамической нагрузки без скольжения (тангенциального смещения) и без разрыва контакта (асимметричное сжатие);

в) взаимодействие поверхностей при приложении динамической нагрузки без скольжения, но с разрывом контакта (процесс ударного взаимодействия);

г) взаимодействие поверхностей при приложении динамической нагрузки и возвратно-поступательном движении в условиях без разрыва контакта (подобно взаимодействию при фреттинге);

д) взаимодействие поверхностей при их осциллирующем перемещении в направлении, перпендикулярном прилагаемой динамической нагрузке в условиях с разрывом контакта (т.е. удар с последующим проскальзыванием).

Сочетание перечисленных процессов контактного взаимодействия в той или иной последовательности приводит к такому виду взаимодействия, при котором величины нагрузок, частот, амплитуд взаимного перемещения поверхностей изменяются во времени

Существенный износ при динамическом контактно нагружении имеют трибосистемы, в которых осуществляются процессы взаимодействия без разрыва контакта, при ударе и ударе с проскальзыванием.

Рассмотрим влияние внешних параметров нагружения на износостойкость конструкционных материалов в условиях без разрыва контакта.

Как уже отмечалось, взаимодействие рабочих

поверхностей в условиях без разрыва контакта возможно при реверсивном трении, а также возвратно-поступательном скольжении с малыми амплитудами (фреттинг процесс). Строгой градации возвратно-поступательного движения по амплитудам не существует, однако принято считать, что до амплитуд порядка 0,4 мм развиваются процессы, присущие фреттингу, а свыше 0,4 мм – реверсивному трению.

Установлено [1, 2, 3], что при идентичных условиях реверсивного и однонаправленного трения свойства рабочих поверхностей существенно отличаются, а знакопеременность трения отражается на износостойкости деталей машин. При реверсивном трении без смазки, образцы изнашиваются больше, чем при одностороннем. Для разных материалов это увеличение составляет от 1,5 до 10 раз.

В этом случае износ определяется нагрузкой и скоростью возвратно-поступательного перемещения. Реверсивное трение вызывает огрубление поверхности и схватывание материалов в зоне контакта, которое наблюдается почти в 2 раза быстрее, чем при одностороннем трении. В случае реализации динамического режима нагружения в процессе возвратно-поступательного скольжения по схеме "сфера-плоскость" [4] интенсифицируется формирование неравновесной структуры по сравнению со статическим нагружением.

В отличие от реверсивного трения процессы разрушения поверхности при фреттинге происходят при малых колебательных относительных перемещениях (амплитуда 0,010-0,40 мм, относительная скорость перемещения 2,5-7,5 мм/с). В настоящее время достаточно полно изучены механизмы фреттинг-износа для конструкционных материалов, работающих при нормальных температурах. Вместе с тем сведения по исследованию температуроустойчивых материалов крайне скудны и сами исследования проведены при различных схемах нагружения. Поэтому достаточно трудно судить о поведении жаропрочных сплавов, работающих в условиях без разрыва контакта и при повышенных температурах.

Рассмотрим влияние таких параметров нагружения как число циклов, амплитуда взаимного перемещения, нагрузка в контакте, температура на износостойкость жаропрочных сплавов в условиях без разрыва контакта и осциллирующего перемещения. Исследования проводились по методикам, описанным в работе [5].

В общем случае увеличение числа циклов нагружения приводит к повышению интенсивности разрушения. Однако сделать однозначные выводы достаточно затруднительно, поскольку, как уже говорилось, эксперименты проводились при различных нагрузках и амплитудах. Поэтому полученные экспериментальные результаты целесообразно привести к одному критерию – коэффициенту интенсивности изнашивания:

$$K_{Jv} = \frac{J_v}{pA},$$

где J_v – интенсивность изнашивания, мм³/цикл;

p – нагрузка в контакте, Н;

A – амплитуда взаимного перемещения, мм.

Снижение K_{Jv} с ростом числа циклов для сплавов ХН77ТЮР и ЖС6У (рис. 1) неодинаково и судить о продолжительности перехода от интенсивного износа к установившемуся достаточно трудно. Более чувствительной характеристикой в этом отношении является скорость изменения коэффициента интенсивности изнашивания с ростом числа циклов (рис. 2), определяемая как тангенс угла наклона кривой к оси абсцисс ($\Delta K_{Jv} / \Delta n$). Для сплава ХН77ТЮР явно выраженного перехода от интенсивного износа к умеренному не наблюдается, хотя можно выделить три периода, где скорость уменьшения заметно меняется. Первый период (до $n = 0,1 \cdot 10^6$ циклов) – наиболее высокая; второй (от $0,1$ до $0,4 \cdot 10^6$ циклов) – изменение скорости прямо пропорционально числу циклов; третий (свыше $0,4 \cdot 10^6$) – скорость снижения остается постоянной. Однако, считать, что период приработки заканчивается только после $n = 0,4 \cdot 10^6$ циклов, по-видимому, нельзя, поскольку равновесная шероховатость устанавливается значительно раньше (см. рис. 3). Следует отметить, что для сплава ЖС6У продолжительность перехода от интенсивного износа к установившемуся несколько больше, чем для ХН77ТЮР (если судить по времени появления равновесной шероховатости). В этом случае, по-видимому, основную роль играет сдвиговая прочность молекулярных связей, являющаяся одним из наиболее существенных параметров, влияющих на установление равновесной шероховатости [5]. Кроме того, диссипация энергии в точках контакта у сплава ХН77ТЮР будет меньше, чем у ЖС6У, следовательно, и период перехода меньше. Это следует из экспериментов Б.В. Протасова [7], до-

казывающих, что в процессе приработки, когда перестраивается микрорельеф поверхности путем избирательного разрушения энергетически перегруженных микронеровностей, сохраняются в большей части те из них, которые обеспечивают минимум перехода части энергии упорядоченного процесса в энергию неупорядоченного.

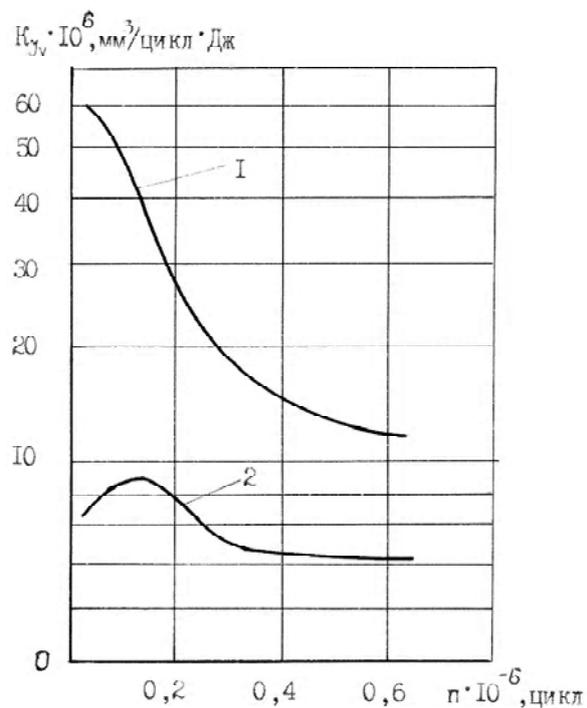


Рис. 1. Влияние числа циклов нагружения на коэффициент интенсивности изнашивания никелевых сплавов: 1 – ХН77ТЮР; 2 – ЖС6У

Продолжительность перехода от интенсивного к установившемуся существенно уменьшается с увеличением таких параметров как давление в контакте, амплитуда относительных перемещений и температура.

Изменение износа в зависимости от величины нормальной нагрузки в контакте может быть различным и будет определяться, прежде всего условиями испытаний. Полученные различными исследователями данные по влиянию нагрузки в контакте значительно отличаются друг от друга. Расхождения касаются характера изменения зависимости “износ- нагрузка” (пропорциональный или

параболический). Эти результаты объясняются условиями испытаний (различные схемы нагружения, диапазоны нагрузок, амплитуды относительных перемещений), а также физико-механическими свойствами материалов, которые в сочетании определяют различные механизмы изнашивания. Исследования, проведенные авторами, показывают, что влияние нагрузки на коэффициент интенсивности изнашивания жаропрочных сплавов (рис. 4) носит характер, близкий к параболическому. Вместе с тем величина критической нагрузки, при которой наблюдается максимум интенсивности изнашивания и абсолютная величина K_{Jv} , сдвигается в сторону большей пластичности материала, с повышением которой, увеличивается фактическая площадь контакта.

Характер изнашивания материалов как функция амплитуды относительных перемещений достаточно полно освещен только для условий фреттинг-коррозии. Влияние амплитуды на износ проявляется в основном через скорость проскальзывания, которая вызывает изменение условий трения и интенсивности повреждения контактирующих поверхностей.

Авторами исследовалось влияние амплитуд проскальзывания на износ жаропрочных сплавов

ЖС6У, ХН77ТЮР в диапазоне 0,025-0,25мм при нормальном приложении пульсирующей нагрузки в условиях без разрыва контакта. Результаты исследований (рис. 5) показывают, что характер зависимости для жаропрочных сплавов близок к таковому для обычных сталей, что, по-видимому, определяет единый механизм повреждаемости материалов в условиях перемещений без разрыва контакта при комнатных температурах. Однако численные значения коэффициента интенсивности изнашивания отличаются от полученных другими исследователями для углеродистых сталей. До амплитуд 0,05 мм коэффициент интенсивности изнашивания увеличивается прямо пропорционально увеличению амплитуды. Вместе с тем увеличение несколько больше, чем и других материалов, испытанных примерно в тех же условиях. При амплитудах более 0,05 мм имеет место резкое увеличение K_{Jv} , хотя и меньшее, чем отмеченное в более ранних исследованиях. Причину отличия следует искать в природе контактирующих материалов, а также в их способности образовывать защитные слои на поверхностях контакта.

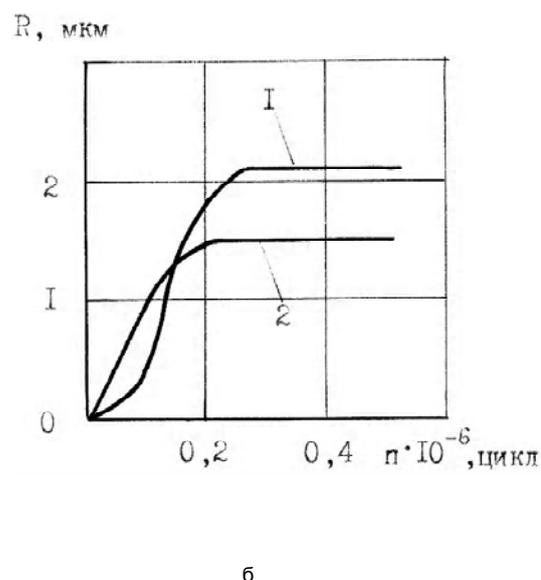
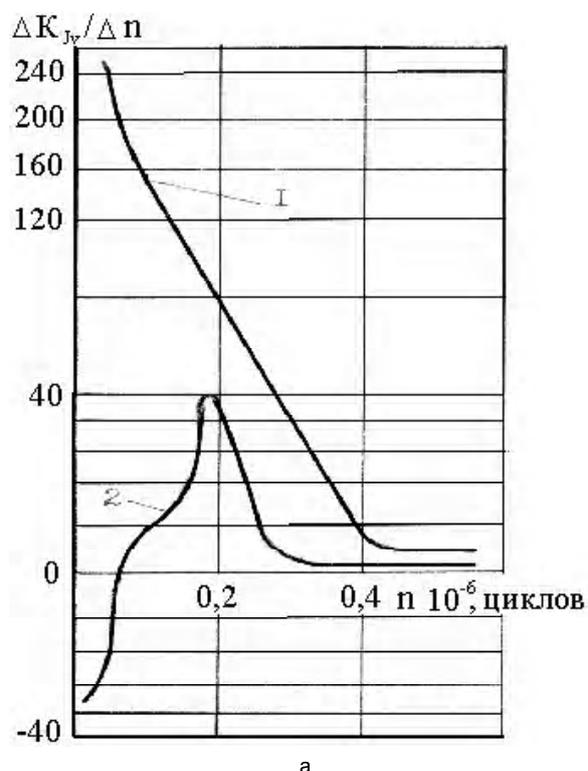


Рис. 2. Зависимости скорости изменения коэффициента изнашивания (а) и равновесной шероховатости (б) сплавов ХН77ТЮР (1) и ЖС6У (2) от числа циклов нагружения

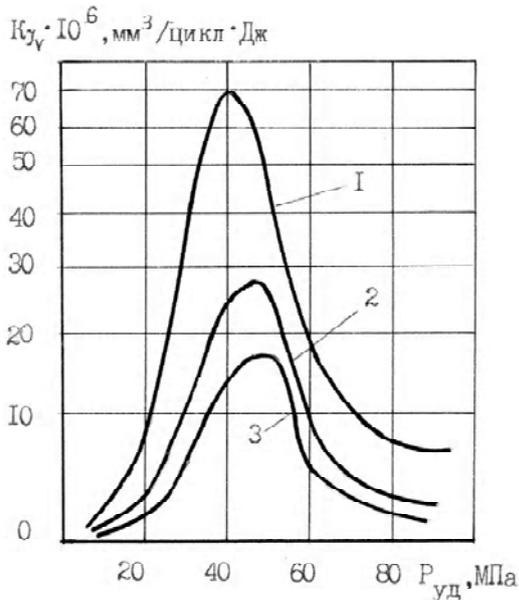


Рис. 4. Влияние удельной нагрузки в контакте на коэффициент интенсивности изнашивания сплавов ХН77ТЮР (1), ЖС6У (2), ВЖЛ-2 (3)

Из анализа литературных источников по исследованию влияния температуры на износ материалов в условиях без разрыва контакта вытекает, в основном, два типа зависимостей “износ-температура” (рис. 6). Оба характера износа в зависимости от температуры имеют место как для жаропрочных сплавов на основе Ni и Co, так и для мягких сталей на основе Fe, а также для титановых сплавов.

Первый тип кривых (рис. 6, I) характерен наличием двух переходных температур: T_1 – температура перехода к наибольшему износу (находится в пределах 100-250 °С); T_2 – температура перехода к установившемуся износу (находится в диапазоне 115-500 °С).

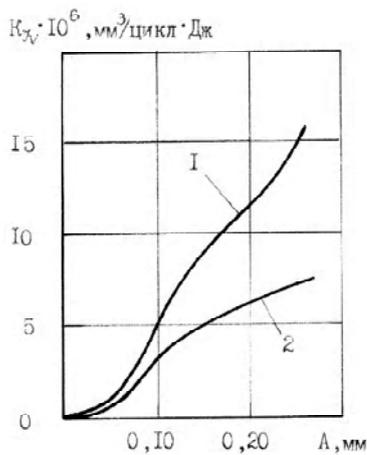


Рис. 5. Изменение коэффициента интенсивности изнашивания сплавов ХН77ТЮР(1) и ЖС6У(2) от амплитуды взаимного перемещения образцов

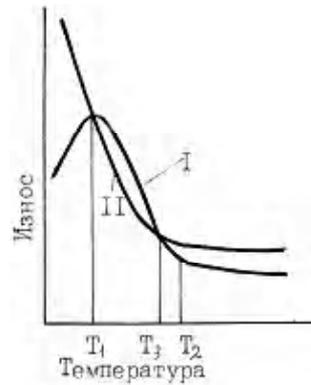


Рис. 6. Характерные зависимости износа от температуры

Второй тип кривых (рис.6, II) характеризуется резким снижением износа (в 3-10 раз) при увеличении температуры до точки T_3 . Диапазон температур T_3 колеблется в пределах 140-500 °С и определяется химическим составом сплава. Дальнейшее повышение температур (свыше T_3) вызывает медленное снижение износа. Несколько отличаются данные, полученные Е. Парра [3], когда повышение температуры с 20 до 350 °С при реверсивном трении (амплитуда проскальзывания $A = 2,5$ мм) вызывает уменьшение износа сплавов NC20 в 14,7 раз, Naunus 25 в 35 раз, IN100 в 115 раз.

Наши исследования показывают, что характер изнашивания сплавов ЖС6У, ХН77ТЮР и ВЖЛ-2 (рис. 7) подобен характеру кривых II (рис. 6). Однако явно выраженной температуры перехода T_3 для сплавов ВЖЛ-2 и ЖС6У не наблюдается, в отличие от ХН77ТЮР, где температура перехода составляет величину порядка 450-500 °С.

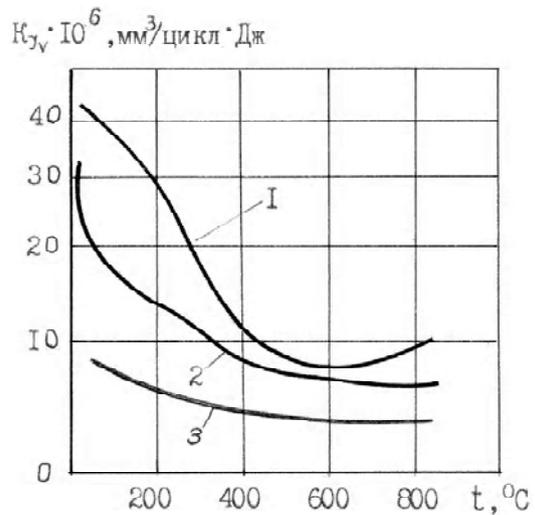


Рис. 7. Изменение коэффициента интенсивности изнашивания сплавов ХН77ТЮР(1), ЖС6У(2) и ВЖЛ-2(3) от температуры

Исследованиями топографии, изношенных при различных температурах поверхностей установлено, что при температурах ниже T_3 , износ обусловлен усталостными и адгезионными процессами, а выше температур переходом скоростью изнашивания управляет окисление.

Из проведенных исследований износостойкости жаропрочных сплавов в условиях динамического взаимодействия без разрыва контакта следует:

- характер зависимостей по влиянию внешних параметров нагружения на интенсивность изнашивания подобен полученным ранее при исследованиях в условиях фреттинг-коррозии. Однако значения коэффициента интенсивности изнашивания значительно отличаются по абсолютной величине;

- число циклов контактного взаимодействия до появления равновесной шероховатости, определяющей переход от интенсивного износа к установившемуся, зависит от пластичности материала и температуры;

- величина критической нагрузки, при которой имеет место максимум интенсивности изнашивания зависит от факторов, определяющих фактическую площадь контакта;

- зона температур, при которых происходит снижение интенсивности изнашивания для сплава ХН77ТЮР выражена явно (в отличие от сплавов ЖС6У и ВЖЛ-2) и определяется окислительной способностью материалов.

Список литературы

1. Евдокимов В.Д. Реверсивность трения и качество машин. – К.. Техника, 1977. – 148 с.
2. Ward R. Acomparison of Reiprocating and continious sliding wear // Waer, 1970. – V.15, №6. – 423 p.
3. Papa E. Usure et Frottement sic de superalliages // These. Post. – ing. Sci / Inst.nat.polytechn. – Toulouse: 1984. – 125 p.
4. Потамошнев А.П., Бершадский Л.И. Эффекты структурной упорядоченности металла при динамическом нагружении контакта сфера – плоскость // Трение и износ. – 1987. – №6. – С. 1075-1081.
5. Івценко Л.Й., Андрієнко А.Г. Метод трибологічних випробувань за умов циклічного силового і температурного навантаження / Металознавство та обробка металів. – 1996. – №3. – С. 62-65.
6. Крагельский И.В., Добычин М.Н., Комбалов В.С. Основы расчетов на трение и износ. – М.: Машиностроение, 1977. – 526с.
7. Протасов Б.В. Явление оптимизации поверхностей трения // Надежность приборов точной механики: Сб. науч. тр. Саратовского политехн. ин-та. – Саратов, 1972. – Вып.55. – 24 с.

Поступила в редакцию 25.04.2006 г.

Анотація: Розглянуто вплив зовнішніх параметрів навантаження (число циклів контактування, зусилля, амплітуда відносних переміщень, температура) на зношування жароміцних матеріалів, які використовуються в трибоспряженнях ГТД.

Abstract: Considered is the influence of external loading parameters (number of contacting cycles, loading, the amplitude of relative displacements, temperature) on wear-out of heat resistant materials being used in tribomated parts of gas turbine engines (GTE).

УДК 621.452.3

А. Я. Качан, С. А. Петров, В. А. Панасенко, С. В. Мозговой, Г. В. Карась

ТЕХНОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ МОНОКОЛЁС ВЫСОКОСКОРОСТНЫМ ФРЕЗЕРОВАНИЕМ

Аннотация: Рассмотрены активно внедряемые на «Мотор Сич» новейшие технологии обработки осевых моноколёс с применением высокоскоростного фрезерования. Особое внимание уделено инструментальной подготовке производства. Рассмотрены программные средства подготовки и контроля управляющих программ для 5-ти координатных станков при высокоскоростном фрезеровании лопаток моноколёс. Рассмотрены концепции внедрённой на предприятии DNC-сети.

Постановка проблемы и ее связь с практическими задачами

Современное авиадвигателестроение является одной из наукоёмких отраслей машиностроения, воплотивших в себе передовые тенденции в научно-техническом и технологическом развитии современного производства. Современные высокотехнологичные методы обработки, применение точного высокопроизводительного и высокоскоростного оборудования, применение современных инновационных технологий – вот неполный перечень тех направлений, без развития которых немислимо дальнейшее продвижение авиадвигателестроения. Сложность проблем современного авиадвигателестроения обусловлена как трудностью обработки материалов деталей ГТД, сложностью их формы, так и высокими требованиями к точности и шероховатости поверхностей деталей.

На ОАО «Мотор Сич» ставится и эффективно решается широкий круг технологических задач. Для их реализации активно внедряются современные высокие технологии. Расширение областей применения высоких технологий обусловлено удовлетворением возросших требований рынка к выпускаемой продукции, повышением качества и конкурентоспособности изделий по критерию качество/цена, а также требованием дальнейшего развития автоматизации производства с внедрением CALS-технологий.

Для реализации поставленных задач на предприятии «Мотор Сич» активно внедряются новейшие технологии формообразования поверхностей и контроля изготавливаемых деталей, применяется современное оборудование, современные высокоскоростные пяти-координатные станки швейцарской фирмы «LIECHTI» TURBOBLISK-1500 с ЧПУ Sinumerik-840D.

Цель работы

Цель данной работы – показать возможность практического решения технологических задач при обработке моноколёс ГТД с применением совре-

менного оборудования, прогрессивных методов обработки, эффективных методов резания высокопроизводительным инструментом.

Содержание и результаты исследования

На ОАО «Мотор Сич» обрабатывают такие сложные детали ГТД как осевые моноколеса и импеллеры. Детали отличаются высокой степенью сложности. Формообразование сложнопрофильных поверхностей осевых моноколес, выполненных как единое целое, является одной из самых сложных проблем современного авиадвигателестроения. Сложность обусловлена техническими требованиями к обрабатываемым поверхностям, сложностью геометрических форм и, конечно, труднообрабатываемостью жаропрочных сталей и сплавов, из которых выполнены моноколёса. Обрабатываемые моноколёса выполнены из жаропрочных и титановых сплавов. Конструкция (рис. 1 и рис. 2) и точностные характеристики геометрии (табл. 1) моноколёс вызвали необходимость поиска принципиально новых методов обработки и решения сложных технологических задач. И эти задачи были успешно решены.



Рис. 1. Осевое моноколесо КНД

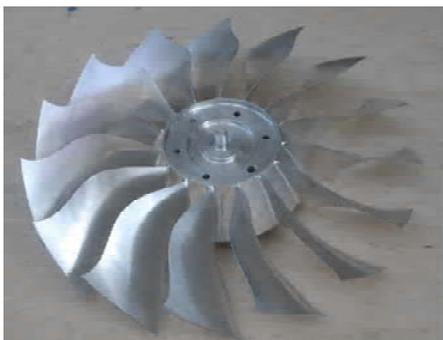


Рис. 2. Широкохордное моноколесо КНД

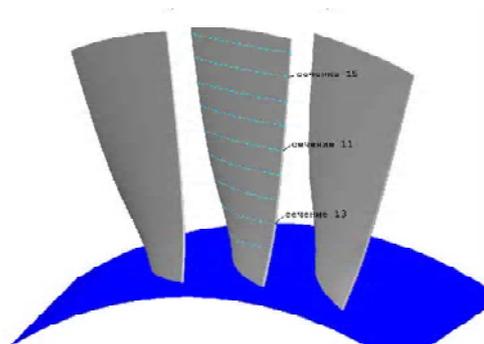


Рис. 3. Модель сектора осевого моноколеса

Таблица 1 – Геометрическая характеристика моноколёс

Параметры колес	Колесо широкохордное	Колесо второй ступени КНД
Высота лопатки H_{max}	139,864	101,858
Толщина S_{max} верхнего сечения нижнего сечения	2,626 4,531	2,361 4,684
Хорда L_{max} верхнего сечения нижнего сечения	102,634 48,859	70,444 64,838
R_{min} входной кромки выходной кромки	0,151 0,15	0,363 0,373
R_{max} входной кромки выходной кромки	0,155 0,187	0,78 0,762
Шероховатость, Ra	$0,4\sqrt{\text{ }}$	$0,4\sqrt{\text{ }}$
Точность	не > 0,15	не > 0,06 мм

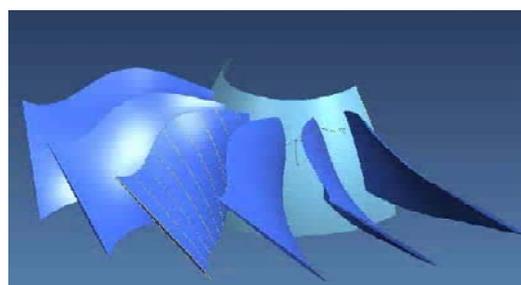


Рис. 4. Модель сектора широкохордного моноколеса

Заготовка широкохордного моноколеса (рис. 5) представляет собой предварительно обработанный на токарном станке диск с профильными торцовыми поверхностями, которые повторяют боковой профиль лопаток с гарантированным припуском 1,2-1,5 мм по входным и выходным кромкам.

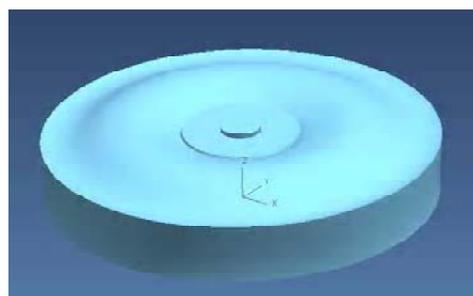


Рис. 5. Заготовка широкохордного моноколеса

Технологический процесс изготовления моноколёс представляет собой сложную технологическую цепочку операций постепенного приближения контура заготовки к профилю готового колеса. Формообразование осевых моноколес с заданной точностью и качеством осуществляют фрезерованием поэтапно, выполняя последовательно черновую, получистовую и чистовую обработки. Черновые операции выполняются на 3-х координатном станке модели MA-655 с пультом НЗЗ.

Для обработки моноколёс на получистовых и чистовых операциях применяют современные высокоскоростные пяти-координатные станки швейцарской фирмы "LIECHTI"-TURBOBLISK 1500 с ЧПУ Sinumerik 840D.

Для технологической подготовки производственного процесса были выполнены компьютерные модели моноколёс для их дальнейшей обработки в программах САПР (рис.3 и 4).

При черновом фрезеровании межлопаточного пространства широкохордного моноколеса необходимо обеспечить максимальную производительность обработки. Скорость резания при этом была принята $V_{рез.} = 9-17,5\text{ м/мин.}$; подача на зуб $S_z = 0,013-0,016\text{ мм.}$

При выполнении данной операции важным является обеспечение гарантированного максимального равномерного припуска по поверхности пера

лопатки и по ступице для последующего получистового и чистового фрезерования.

Черновое фрезерование межлопаточного пространства осуществляется последовательно с двух сторон за две операции. На первой операции производится выборка металла заготовки между лопатками с одной стороны по схеме послойного фрезерования с оставлением гарантированного припуска по профилю пера лопатки 1,2 мм и 1 мм по ступице (рис. 6).

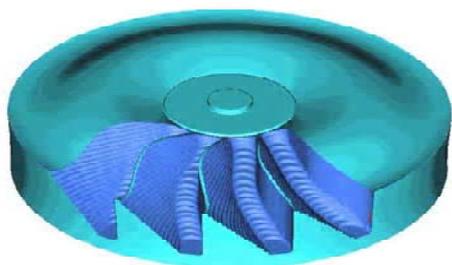


Рис. 6. Черновая обработка моноколеса с одной стороны

На второй черновой операции заготовка переворачивается в том же приспособлении и производится выборка металла межлопаточного пространства с другой стороны по предыдущей схеме (рис. 7).

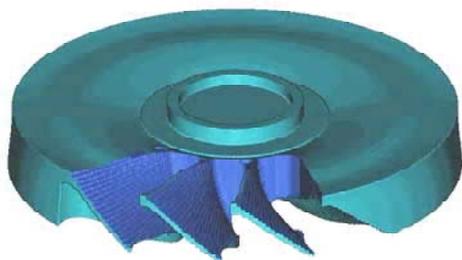


Рис. 7. Черновая обработка моноколеса с другой стороны

После послойного фрезерования для окончательного выравнивания припуска по профилю пера лопатки применяют построчную обработку концевой сферической фрезой, материал P18. Режимы резания: скорость резания $V_{рез.} = 12,5$ м/мин, подача на зуб $S_z = 0,03$ мм.

Черновая обработка осевого моноколеса проводится по аналогичной схеме за две установки. Ступица колеса представляет собой усеченный конус. На первой операции заготовку устанавливают на поворотное приспособление вершиной конуса ступицы вниз. Выборку металла заготовки между лопатками производят с одной стороны по схеме послойного фрезерования с оставлением гарантированного припуска по профилю пера лопатки 1,2 мм и 1 мм по ступице (рис. 8).

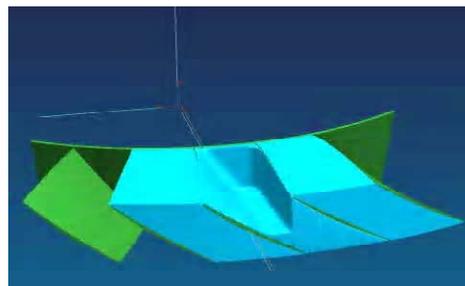


Рис. 8. Черновая обработка моноколеса с одной стороны

При черновой обработке с первой стороны применяли схему послойной обработки с расстоянием между слоями 3 мм:

- первый переход выполнялся фрезой диаметром 25мм, $R4$, $Z = 6$, $V = 22$ м/мин, $S_z = 0,023$ мм/зуб, P12Ф4К5;

- второй переход выполнялся фрезой диаметром 20 мм, $R3$, $Z = 6$, $V = 21$ м/мин, $S_z = 0,025$ мм/зуб, P12Ф4К5;

- третий переход выполнялся за 2 уровня фрезой диаметром 16 мм, $R2$, $Z = 4$, $V = 12$ м/мин, $S_z = 0,031$ мм/зуб, P12Ф4К5;

- четвёртый переход выполнялся за 4 уровня фрезой диаметром 12 мм, $R2$, $Z = 4$, $V = 12$ м/мин, $S_z = 0,031$ мм/зуб, P12Ф4К5;

- для выравнивания припуска по поверхности лопатки на пятом переходе использовалась сферическая фреза диаметром 20мм, $R10$, $Z = 6$, $V = 20$ м/мин, $S_z = 0,031$ мм/зуб, P12Ф4К5. Обработка осуществлялась методом "зигзаг" с отслеживанием контрольных поверхностей и оставлением припуска по профилю спинки лопатки.

После завершения цикла обработки одного межлопаточного пространства производился поворот делительного диска стола приспособления с заготовкой на шаг следующей лопатки и цикл обработки повторялся снова.

На второй черновой операции заготовка устанавливалась на то же приспособление вершиной конуса ступицы колеса вверх и производилась выборка металла межлопаточного пространства с другой стороны (рис. 9).

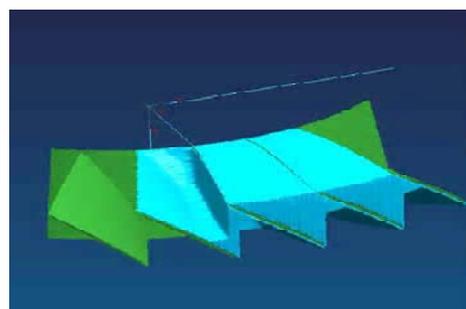


Рис. 9. Черновая обработка моноколеса с другой стороны

Черновое фрезерование, выполняемое по указанным схемам, обеспечивает максимальный съём металла, что снижает трудоемкость обработки на высокоскоростном оборудовании и делает его более экономичным и рациональным.

Конструкторские особенности осевого моноколеса таковы, что после черновой обработки межлопаточного пространства остаётся перегородка (рис. 9). Для её фрезерования необходимы концевые фрезы с небольшими диаметрами, которые не обеспечивают гарантированную прочность инструмента, что обусловило разработку другого технологического решения.

Дисковой фрезой диаметром 300 мм и шириной 14 мм срезаются перегородка, оставшаяся после фрезерных операций с ЧПУ. Фреза обеспечивает гарантированное расстояние до наиболее выступающих точек профиля лопатки. Операция выполняется на универсальном горизонтально-фрезерном станке. Для анализа процесса резания и определения углов установки детали в приспособлении было проведено моделирование операции прорезки, на основании чего была разработана соответствующая технологическая оснастка (рис. 10).

Для осуществления процесса резания предварительно обработанную заготовку моноколеса устанавливают на наклонное приспособление вершиной конуса ступицы колеса вверх, под углом $38,598^\circ$ к горизонтали и поворачивают ось Z первой лопатки вокруг оси колеса на угол $6,3203^\circ$. Продольной подачей дисковая фреза прорезает перегородку до ступицы, оставляя припуск 1 мм. Максимальное сближение оси фрезы с осью колеса составляет 339,4 мм. Продольная подача фрезы осуществляется вручную, число оборотов фрезы $n = 9$ об/мин.

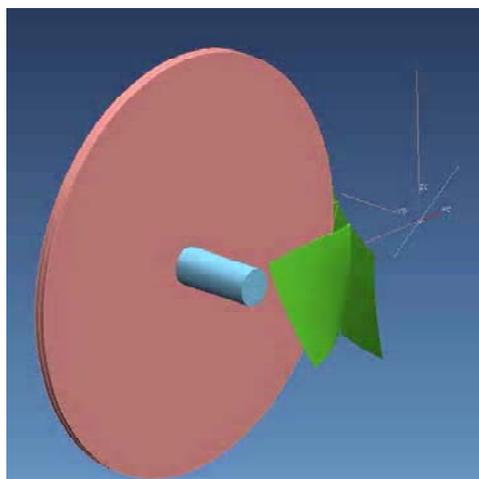


Рис. 10. Модель прорезки перегородки дисковой фрезой

После операции прорезки межлопаточного пространства заготовку направляют на термостабилизацию. После термообработки моноколеса проходят получистовое и чистовое фрезерование на высокоскоростном фрезерном станке фирмы "LIECHTI" TURBOBLISK 1500, обработка на котором позволяет получить качественно новые точностные параметры обрабатываемых поверхностей и их шероховатость в диапазоне $Ra = 0,25 \dots 0,4$ мкм. Используя преимущества высокоскоростного фрезерования, была разработана технология формирования пера лопаток.

Этап получистового и чистового фрезерования на станке TURBOBLISK 1500 (рис. 11) выполняется в несколько переходов.



Рис. 11. Общий вид 5-ти координатного станка фирмы "LIECHTI" TURBOBLISK 1500

Конструктивной особенностью данного станка является использование моментных электромоторов в качестве приводов поворотных столов, что позволяет существенно улучшить его динамические характеристики.

Максимальная частота вращения шпинделя станка – 18000 об/мин.

Максимальный диаметр заготовки – 1000 мм.

Скорость приводов:

"X", "Y", "Z" – 30000 мм/мин; "B" – 18000 град/мин.

"A" – 25200 град/мин.

Основная трудность и сложность обработки пера лопаток моноколес при чистовом фрезеровании состоит в том, что после чернового фрезерования они имеют тонкостенную форму, которая имеет относительно невысокую жесткость.

С учетом указанной технологической особенности, возникающей в процессе обработки, используя преимущества высокоскоростного фрезерования, была разработана технология формирования пера лопаток без упругих деформаций детали.

Получистовое фрезерование межлопаточного пространства и лопаток осуществляют до условных технологических границ, которые устанавливают, исходя из максимальной высоты обработки (рис. 12).

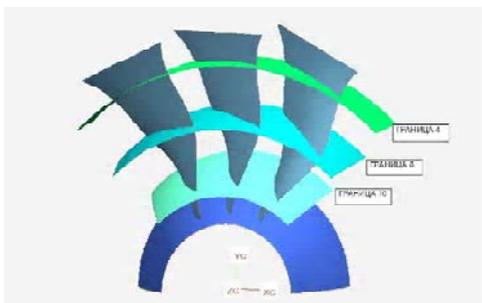


Рис. 12. Модель колеса с технологическими границами по высоте лопатки

Указанные границы формируют уровни (с 1 по 18) последовательного фрезерования по высоте лопаток. Для этого используют два типа фрез:

- цилиндрические, которые снимают максимальный оставленный припуск по перу лопаток и по ступице колеса;
- конические, которые выравнивают припуск по лопатке и по ступице колеса до 0,7 мм.

Черновое фрезерование осуществляют по следующей схеме:

1. Прорезка межлопаточного пространства по 18 уровням цилиндрической фрезой с зубом за центр, диаметр 16мм; $R = 0,5\text{мм}$; $Z = 4$; $V_{рез} = 30\text{ м/мин}$; $S_z = 0,06\text{ мм}$.

2. Подчистка лопаток и ступицы до 0,7мм по профилю конической фрезой $R = 5\text{мм}$; угол конуса 5° ; $Z = 4$; $V_{рез} = 70\text{ м/мин}$; $S_z = 0,06\text{мм}$.

После черного фрезерования осуществляют термостабилизацию.

На получистовом фрезеровании используют сферические угловые фрезы с параметрами: $R = 5\text{ мм}$; угол конуса - 5° ; $Z = 4$; $V_{рез} = 70\text{ м/мин}$; $S_z = 0,06\text{ мм}$. Лопатку обрабатывают 250-тью спиральными проходами, ступицу - 70-тью проходами. Оставляемый припуск по лопатке и по ступице – 0,05 мм.

Чистовое фрезерование состоит из следующих проходов:

- фрезерование поверхностей сопряжения в корневом участке лопатки с припуском 0,8 мм по профилю пера и 0,5 мм по ступице;
- фрезерование пера лопатки с припуском 0,2 мм по профилю и 0,7 мм по ступице;
- фрезерование ступицы с припуском 0,2 мм и профиль пера с припуском 0,3 мм;
- финишное фрезерование лопатки и ступицы с нулевым припуском.

Все проходы выполняют коническими фрезами со сферическим зубом. Режимы резания: скорость резания $V_{рез} = 300\text{ м/мин}$, подача на зуб $S_z = 0,06\text{ мм}$.

Финишное фрезерование корневого участка лопатки выполняют конической фрезой со сферическим зубом с режимами резания: скорость резания $V_{рез} = 240\text{ м/мин}$., подача на зуб $S_z = 0,04\text{мм}$. Стойкость конических фрез – 1,5-3 часа. Основными критериями для определения стойкости фрез при финишном высокоскоростном фрезеровании моноколес явились требуемые точность и шероховатость обработанных поверхностей.

Для придания лопатке необходимой дополнительной жесткости при чистовом фрезеровании межлопаточное пространство заполнялось специальной демпфирующей массой, которая выполняла еще и функции твердой СОЖ.

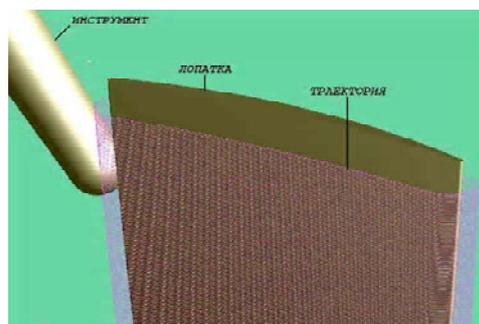
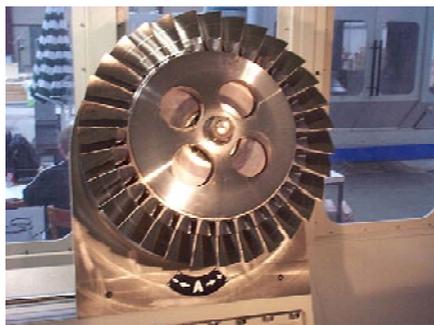


Рис. 13. Формообразование пера лопатки моноколеса спиральным высокоскоростным фрезерованием

Формообразование лопаток осевых моноколес на чистовых переходах осуществлялось методом спирального высокоскоростного фрезерования, в соответствии с которым профиль лопатки образуется путем многопроходного огибания фрезой с постоянным перемещением по высоте лопатки (рис. 13). При этом в процессе фрезерования осуществляется точечный контакт инструмента и обрабатываемой поверхности. Количество проходов устанавливают, исходя из требуемой шероховатости обработанной поверхности лопатки. Режимы резания: $V_{рез} = 65-140\text{ м/мин}$., подача на зуб $S_z = 0,011-0,09\text{мм}$.

Расчет количества чистовых проходов рассчитывается, исходя из конструкторских требований по точности и шероховатости поверхности лопаток моноколеса.

При чистовом фрезеровании (рис. 14) используют сферические угловые фрезы с параметрами: $R = 5\text{ мм}$; угол конуса – 5° ; $Z=6$; $V_{рез} = 300\text{ м/мин}$; $S_z = 0,06\text{ мм}$. Лопатку обрабатывают 527-тью спиральными проходами, а ступицу 150-тью проходами начисто.



а



б

Рис. 14. Осевое колесо компрессора в зоне обработки:
а – вид спереди; б – вид сбоку

Этапы получистовой и чистовой обработки осевого моноколеса показаны на рис. 15.



а



б

Рис.15. Лопатки осевого колеса компрессора после финишного высокоскоростного фрезерования:
а – лопатки со стороны спинки;
б – лопатки со стороны выходных кромок

При фрезеровании поверхностей лопаток осевого моноколеса на пяти координатном станке "TURBOBLISK 1005" обеспечивается плавность обработки поверхностей спинки и корыта, входных и выходных кромок пера лопаток, поверхностей перехода пера к ступице и поверхностей самих ступиц. На каждом уровне выполняют построочное фрезерование межлопаточного пространства.

Для обработки межлопаточного пространства применяются и цилиндрические фрезы. Стойкость цилиндрических фрез – от 3 до 5 часов. Вылет фрез из патрона определяется глубиной расположения уровня относительно торца лопатки.

При финишном фрезеровании ступицы осевого моноколеса траекторию перемещения фрезы задают таким образом, чтобы исключить резание профиля пера смежных лопаток (рис. 16). При этом также осуществляется многопроходная обработка.

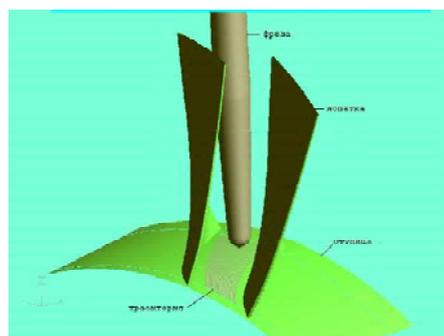


Рис. 16. Моделирование финишного высокоскоростного фрезерования ступицы осевого моноколеса

В процессе обработки, с целью исключения соударения инструмента с рядом расположенными лопатками и с элементами конструкции фиксирующего деталь приспособления, управляют вектором инструмента, что достигается одновременной работой всех пяти координат станка.

Управление по пяти координатам осуществляется с помощью специального программного обеспечения фирмы "LIECHTI" и комплекса программ на базе системы GeMMa - 3D.

Особое внимание уделено инструментальной подготовке производства перед процессом обработки. Высокие точностные требования, предъявляемые к конструкции моноколеса, обуславливают требования к фрезам для высокоскоростного фрезерования:

- максимальное отклонение формы радиуса0,01 мм;
- торцевое и радиальное биение0,01 мм;

- радиальное биение инструмента, установленного на оправку и в шпиндель, на длине 250 мм ... 0,02 мм;

- фреза должна быть динамически отбалансирована (частота вращения шпинделя – 18000 об/мин).

Фрезы изготавливают из мелкозернистого твердого сплава: H10F SANDVIK, HB30F и HB44F BOLERIT, твердые сплавы SGS и PROTOTYPE, PX10 и PX12UF CARDURO. Для обеспечения требуемых показателей по биению инструмента на чистовых операциях применяют специальные гидрооправки фирмы SANDVIK (рис. 17).



Рис. 17. Инструмент и гидрооправки фирмы SANDVIK

Измерение геометрических параметров профиля пера лопаток осевых моноколёс после фрезерования производили без снятия детали со станка с применением щупа RENISHAW, что исключает погрешности, возникающие при переустановке детали (рис. 18, 19), сокращает длительность контрольных операций, позволяет совершенствовать оборудование и приборы, используемые для измерения геометрии в цеховых условиях.



Рис. 18. Измерение профиля лопатки



Рис. 19. Измерительный щуп "RENISHAW"

Точность и шероховатость обработанных поверхностей лопаток и ступицы определяли после финишного высокоскоростного фрезерования. Точность соответствует техническим условиям на изготовление (рис. 20, табл. 2).

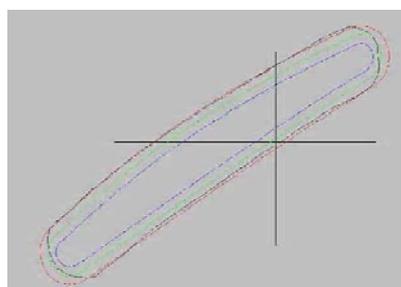


Рис. 20. Профилограмма поперечного сечения лопатки широкохордного моноколеса после чистового фрезерования

Таблица 2 – Точность изготовления лопаток осевых моноколёс

Условный номер лопатки	Наименование и значение отклонений										
	№ сечений	Смещение входной кромки в направлении оси X, мм		Смещение действит. профиля в направлении оси Y, мм		Угловой разворот профиля пера относительно оси Z,		Отклонение профиля от теоретического на сторону, мм			
		Черт.	Черт.	Действ.	Черт.	Действ.	Черт.	Действ.	Чертеж		Действит.
	У вход.								У выход.	min	max
1.	A ₃ -A ₃	0,1	-0,034	±0,1	-0,033	0,33 (20°)	-0,001	-0,06	-0,1	-0,018	0,020
	A ₆ -A ₆		-0,006		-0,014		0,000			-0,027	0,024
	A ₉ -A ₉		-0,018	±0,3	-0,018		0,000			-0,022	0,039
2.	A ₃ -A ₃	0,1	-0,037	±0,1	-0,069	0,33 (20°)	-0,001	-0,06	-0,1	-0,032	-0,009
	A ₆ -A ₆		-0,025		-0,054		0,000			-0,035	0,003
	A ₉ -A ₉		-0,041	±0,3	-0,043		-0,001			-0,036	0,032
3.	A ₃ -A ₃	0,1	-0,059	±0,1	-0,060	0,33 (20°)	-0,001	-0,06	-0,1	-0,035	0,026
	A ₆ -A ₆		-0,028		-0,047		0,000			-0,040	0,029
	A ₉ -A ₉		-0,061	±0,3	-0,036		-0,001			-0,027	0,046
4.	A ₃ -A ₃	0,1	-0,020	±0,1	-0,063	0,33 (20°)	-0,001	-0,06	-0,1	-0,030	0,016
	A ₆ -A ₆		-0,022		-0,051		-0,001			-0,040	0,023
	A ₉ -A ₉		-0,026	±0,3	-0,023		0,000			-0,031	0,042
5.	A ₃ -A ₃	0,1	-0,014	±0,1	-0,035	0,33 (20°)	-0,001	-0,06	-0,1	-0,028	0,019
	A ₆ -A ₆		-0,013		-0,029		0,000			-0,030	0,014
	A ₉ -A ₉		-0,017	±0,3	-0,027		0,000			-0,022	0,041

Шероховатость обработанных поверхностей пера лопаток после финишного высокоскоростного фрезерования находится в диапазоне $R_{a,cp} = 0,346 \dots 0,410$ мкм (табл. 3). Шероховатость обработанных поверхностей ступицы – $R_a = 0,25$ мкм при требуемом значении шероховатостей поверхностей $R_a = 0,4$ мкм (см. табл.2).

Таблица 3 – Шероховатость поверхностей после финишного высокоскоростного фрезерования

Условный номер лопатки	Значение шероховатости, R_a , мкм			Среднее значение, R_a , мкм	
	Черт.	Измерения			
		1	2		3
1	0,4	0,36	0,43	0,38	0,390
2		0,55	0,54	0,54	0,543
3		0,42	0,41	0,41	0,413
4		0,46	0,50	0,48	0,480
3		0,36	0,34	0,35	0,350
Ступица		0,25	0,25	0,25	0,25

Невозможно представить современное производство ГТД без широкого внедрения CAD/CAM/CAE/PDM систем, интегрированной компьютеризации производства, создания единой электронной информационной среды для всех участников поддержки жизненного цикла изделия. Очевидно, что станки с ЧПУ являются базисом компьютерных

технологий и не могут находиться вне интегрированной системы. Именно поэтому на предприятии реализована идея объединения оборудования с ЧПУ в единую DNC сеть. На сегодняшний день DNC сеть объединены три цеха с более чем 120 единицами оборудования с ЧПУ. Процесс подключения станков продолжается. Реализация этого проекта позволила достигнуть следующих результатов:

- Повышена мобильность и эффективность автоматизированного производства деталей на станках с ЧПУ.
- Сокращён цикл технологической подготовки производства применительно к станкам с ЧПУ.
- Повышена оперативность в корректировке управляющих программ для станков с ЧПУ.
- Получена возможность оперативно осуществлять перенос обработки деталей со станка на станок.

Кроме того, кардинально изменилась технология передачи УП на станки с ЧПУ в модернизированных цехах: исчезли различные физические носители информации (перфоленты, магнитные ленты, электронные картриджи и т. д.).

Проект реализован в виде трёх взаимодействующих уровней (рис. 21).

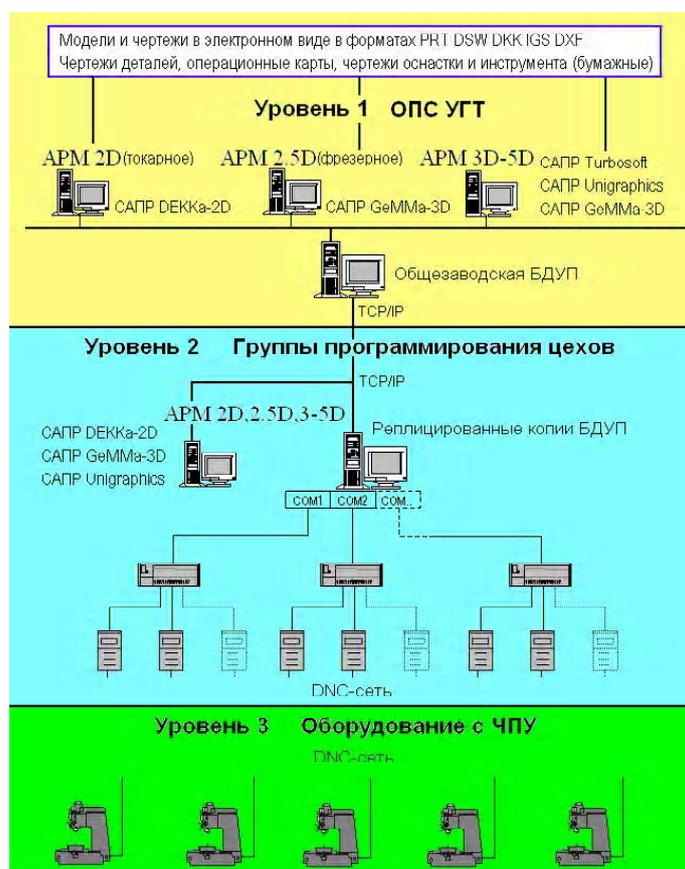


Рис. 21. Структура управления оборудованием с ЧПУ

Первый уровень образован существующей на предприятии корпоративной сетью. Главным компонентом является сервер с базой данных управляющих программ (БДУП) под управлением Microsoft SQL Server, централизованно хранящей и обслуживающей массив управляющих программ. Разработчики со своих рабочих мест, оснащенных CAD/CAM инструментарием, через клиентское программное обеспечение наполняют содержимое БДУП. Системные администраторы организуют регулярное резервное копирование базы данных.

Входной точкой второго уровня являются ПК, также подключенные к корпоративной сети предприятия, но удаленные от центрального сервера и расположенные на производственных площадях конкретных цехов. На втором уровне приняты меры, призванные минимизировать риски, обусловленные особенностями канала связи с центральной базой данных управляющих программ.

Для этого на удаленный ПК (в цехе) установлено программное обеспечение Microsoft SQL Server и активизирован режим репликации, гарантирующий идентичность экземпляров базы данных в реальном масштабе времени. В результате существенно повысилась независимость производства от внешних коллизий и загруженности сети предприятия, снизился сетевой трафик.

На данном уровне в обязанности системы также входит и организация внутренней специализированной подсети. Каждый станок оснащается микроконтроллером ввода/вывода KUG010.01 производства АНТК "Антонов". Сигнальные линии от группы микроконтроллеров подключены к универсальному мультиплексору связи. Мультиплексор имеет линию связи с управляющим ПК через стандартный последовательный интерфейс RS-232. К одному последовательному порту компьютера подключено до 14 станков с ЧПУ.

С помощью специальных переходников и программного обеспечения в качестве последовательных также используются порты USB компьютера. Кроме уже упоминавшейся СУБД, на управляющий ПК установлено программное обеспечение – DNC server. В задачи DNC-Server входит извлечение файлов управляющих программ из локальной копии базы данных или с жесткого диска, их предварительная подготовка и передача или приём по запросу от микроконтроллеров ввода/вывода KUG010.01. DNC-Server также осуществляет протоколирование выполняемых действий и следит за состоянием подсети.

Протоколы работы станков цеха могут быть просмотрены в реальном времени с любого компьютера, включенного в сеть предприятия. Наличие в файлах УП первой строки с атрибутами УП (шифр, операция, цех и т.д.) и возможность просмотреть эту строку на дисплее контроллера исключает воз-

можность запуска на станке не той операции. Универсальный мультиплексор связи реализует подключение к нему микроконтроллеров ввода/вывода по топологии "звезда". Каждый из каналов в такой топологии независим и допускает "горячее" переключение (в том числе и на другой мультиплексор). Каналы с нарушенной функциональностью автоматически блокируются мультиплексором. Каждый мультиплексор обслуживается независимым программным высокоприоритетным потоком со стороны DNC-Server.

На третьем уровне системы находится конечное оборудование – станки с ЧПУ. Следует отметить разнотипность оборудования (рис. 21), использование в нём различных аппаратных (RS-232, ФСУ, магнитная лента и т.д.) и программных (стандартные протоколы обмена и их диалекты) интерфейсов. Принцип единообразия, реализуемый микроконтроллерами на третьем уровне, лежит в основе универсальности специализированной подсети на втором уровне (единые аппаратные и программные интерфейсы), унифицирует требования к обслуживаемому аппаратному (мультиплексор) и программному (DNC-Server) обеспечению.

Как средство для хранения единого массива УП на предприятии применяется база данных УП (БДУП), реализованная как отдельный, функционально законченный продукт (рис. 22). Для интеграции с PDM системой возможна организация ссылок на информацию БДУП в виде запросов.

Таким образом, пользователь PDM системы может увидеть всю необходимую ему информацию, касающуюся обработки на ЧПУ, даже не подозревая, что эта информация реально находится во внешней по отношению к PDM системе.

БДУП применяется для автоматизации операций хранения, учета и использования УП в условиях опытно-серийного производства и выполняет две основные функции:

- роль информационно-поисковой системы для различных служб предприятия;

- является источником входных данных (УП) для приложения DNC-Server, которое обеспечивает передачу УП на обрабатываемое оборудование.

DNC система предоставила следующие возможности в технологии производства деталей ГТД на станках с ЧПУ:

- использование более эффективного механизма учета и упорядочивания множества текстов УП и всей сопутствующей информации по сравнению с традиционным использованием файловой системы;

- использование эффективных информационно-поисковых механизмов, включая возможность формирования произвольных запросов и получение результата в экранной или печатной форме;

- доступ к информации, касающейся разработки и использования УП на предприятии широкому

The screenshot shows a window titled "Управляющие программы" (Control Programs) with a menu bar (Файл, Редактировать, Опции, Поиск) and a toolbar. The main area contains a table with columns: код УП, Стг, Шифр, Опер, Цех, Извещен, Тип ЧПУ, Станок, Код, Т.маш, УП(байт), Технолог, Дата расчет. The table lists 26 records (00000 to 00025). A right-hand pane shows a detailed view of the selected record (00000), including fields like Статус (Внедрена), Шифр (18Т0101055), Операция (10), Цех (41), Извещение, Тип ЧПУ (H22), Станок (АТПр800Н), Код (147), Т.машинное (79), УП(байт) (2810), Технолог (Мельник А.), Дата расчет (05.09.2003 4:56:16), Изменил (sa), Дата послед (19.08.2004 10:54:15), Версия (22), and Примечания (Test22). At the bottom right, it shows "Количество УП: 2443".

код УП	Стг	Шифр	Опер	Цех	Извещен	Тип ЧПУ	Станок	Код	Т.маш	УП(байт)	Технолог	Дата расчет
00000	Вн	18Т0101055	10	41		H22	АТПр800Н	147	79	2810	Мельник	05.09.2003
00001	Вн	18Т0101078	15	41	413560	H22	АТПр800Н	147	180	3621	Мельник	05.09.2003
00002	Вн	18Т0101078	10	41	41355	H22	АТПр800Н	147	55	1465	Мельник	05.09.2003
00003	Вн	18Т0101026-01	10	41	412981	H22	АТПр800Н	147	264	3092	Мельник	05.09.2003
00004	Вн	18Т0101470-01	10	41	412218	H22	АТПр800Н	147	196	4384	Мельник	05.09.2003
00005	Вн	18Т0101155-01	16	41	412554	H22	АТПр800Н	147	168	4658	Мельник	05.09.2003
00006	Вн	18Т0102033-01	8	41	413323	H22	АТПр800Н	147	191	4571	Мельник	05.09.2003
00007	Вн	18Т0101194	10	41		H22	АТПр800Н	147	116	6946	Мельник	05.09.2003
00008	Вн	18Т0101194	15	41	987230	H22	АТПр800Н	147	90	3218	Мельник	05.09.2003
00009	Вн	18Т0102036	5	41	412506	H22	АТПр800Н	147	85	3134	Мельник	05.09.2003
00010	Вн	18Т0102032-01	7	41	412694	H22	АТПр800Н	147	240	7960	Мельник	05.09.2003
00011	Вн	18Т0102031-01	5	41	937217	H22	АТПр800Н	147	160	4211	Мельник	05.09.2003
00012	Вн	18Т0102031-01	10	41	412697	H22	АТПр800Н	147	195	6084	Мельник	05.09.2003
00013	Вн	18Т0102035	10	41	414083	H22	АТПр800Н	147	40	2930	Мельник	05.09.2003
00014	Вн	18Т0102033-01	11	41		H22	АТПр800Н	147	82	3977	Мельник	05.09.2003
00015	Вн	18Т0102036	10	41	412865	H22	АТПр800Н	147	58	2754	Мельник	05.09.2003
00016	Вн	18Т0102035	5	41	413493	H22	АТПр800Н	147	45	2776	Мельник	05.09.2003
00017	Вн	18Т0102034	5	41		H22	АТПр800Н	147	36	2617	Мельник	05.09.2003
00018	Вн	18Т0102034	3	41		H22	АТПр800Н	147	14	428	Мельник	05.09.2003
00019	Вн	18Т0102123	10	41	412883	H22	АТПр800Н	147	65	3391	Мельник	07.09.2003
00020	Вн	18Т0102034	3+4	41		H22	АТПр800Н	147	53	1072	Мельник	05.09.2003
00021	Вн	18Т0102103	5	41	413379	H22	АТПр800Н	147	40	3591	Мельник	07.09.2003
00022	Вн	18Т0102037-01	12	41	411966	H22	АТПр800Н	147	80	3184	Мельник	07.09.2003
00023	Вн	18Т0102037-01	20	41	412555	H22	АТПр800Н	147	20	1350	Мельник	07.09.2003
00024	Вн	18Т0105013	16	41	412344	H22	АТПр800Н	147	386	7632	Мельник	07.09.2003
00025	Вн	18Т0105012-01	11	41	412459	H22	АТПр800Н	147	184	2986	Мельник	07.09.2003

Рис. 22. Управляющие программы базы данных

кругу специалистов — технологам, мастерам, операторам станков с ЧПУ и т.д., без риска внесения несанкционированных изменений с их стороны;

- хранение совместно с УП всего комплекта технологической документации, связанной с процессом изготовления этой детали на станке с ЧПУ;

- учет объемов разработок УП и их использования на предприятии;

- обеспечение функций разграничения доступа к информации, хранящейся в БД и защиты от несанкционированного доступа;

- обеспечение сохранности информации за счет использования базовых возможностей серверов баз данных (создание архивных копий);

- реализация относительно простых процедур передачи необходимых объемов УП совместно с сопроводительной документацией другим предприятиям в рамках производственной кооперации.

На рис. 23 приведена схема DNC сети одного из цехов предприятия. Данная схема обеспечивает максимально возможную независимость работоспособности сети DNC от общей сети предприятия. При возможной потере работоспособности сетевых соединений, реализованных с использованием протоколов TCP/IP, базы данных в цехе будут содержать информацию, актуальную на момент отказа сети. Связь между серверами БДУП, рас-

положенными в цехе и обрабатывающим оборудованием будет сохранена за счет соединений, реализованных с использованием протоколов DNC и рассчитанных на работу в условиях промышленной сети. Производство может функционировать в течение времени, достаточного для устранения отказа сети. Таким образом, повышается "живучесть" производства и уменьшается степень его зависимости от работоспособности общей сети предприятия. Кроме того, при выбранной схеме расположения серверов БДУП и взаимодействия их с DNC-Server, время передачи УП на обрабатывающее оборудование не зависит от напряженности трафика общей сети предприятия.

Перспективы дальнейших исследований.

При производстве моноколеса на основе проведенных исследований и полученных результатов сделан вывод, что выбранное направление с учётом тенденции развития обработки сложнопрофильных деталей ГТД высокоскоростным фрезерованием является перспективным и требует дальнейшего развития.

Список литературы

1. Богуслаев В.А., Муравченко Ф.М., Жеманюк П.Д. и др. Технологическое обеспечение эксп-



Рис. 23. Схема DNC сети одного из цехов предприятия

луатационных характеристик деталей ГТД. Лопатки компрессора и вентилятора., часть 1. Монография. г. Запорожье, изд. ОАО "МоторСич", 2003г. – 396 с.

2. Богуслаев А.В., Качан А.Я., Карась В.П. Высокоскоростное финишное фрезерование лопаток моноколес // Вестник двигателестроения, 2002 г., – № 1. – С. 110-111.
3. Жеманюк П.Д., Мозговой В.Ф. Качан А.Я., Карась В.П. Формообразование сложнопрофильных поверхностей моноколес высокоскоростным фрезерованием // Газотурбинные технологии, 2003 г. – №5 (26). – С. 18-21.

Поступила в редакцию 23.02.2006 г

Анотація: Розглянуті активно впроваджені на "Мотор Сич" новітні технології обробки осьових моноколес з застосуванням високошвидкісного фрезерування. Особа увага приділена інструментальній підготовці виробництва. Розглянуті програмні засоби підготовки та контролю керуючих програм для 5-ти координатних верстатів при високошвидкісному фрезеруванні лопаток моноколес. Розглянуті концепції впроваджені на виробництві DNC-мережі.

Abstract: The progressive ways newest technologies introduced on "Motor Sich" in processing axial monowheels with application of high-speed milling are considered. The special attention is given to tool preparation of manufacture. The progressive ways the software of preparation and control of programs for 5D equipment of coordinate machine are considered at high-speed milling blades of monowheels. The progressive concepts of the DNC-network, introduced at the enterprise are considered.

УДК 621.8:621.787

Н. В. Гончар, Д. В. Павленко, В. К. Яценко, В. В. Ткаченко

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ КОМПЛЕКСНОГО УПРОЧНЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ ГТД

Аннотация: Исследовано влияние комплексного упрочнения стальными макрошариками в ультразвуковом поле и последующей обдувки стеклянными микрошариками на характеристики поверхностного слоя и сопротивление усталости образцов из жаропрочных сплавов ЭИ698-ВД и ЭК79-ИД.

В настоящее время существует большое количество различных технологических методов повышения качества поверхностей деталей. В авиадвигателестроении наиболее широкое применение нашли методы поверхностно-пластического деформирования (ППД), и в первую очередь – упрочнение шариками в ультразвуковом поле или на специальных пневмодробеструйных установках. С целью дальнейшего повышения эффективности упрочнения дробью в последнее время предложен ряд новых методов: использование охлажденной до отрицательной температуры дробы, активный контроль остаточных напряжений в процессе упрочнения, упрочнение деталей в нагретом состоянии и другие [1]. Одной из прогрессивных технологий повышения несущей способности деталей, работающих при знакопеременных нагрузках, является комплексное упрочнение шариками.

В литературных источниках имеются сведения о применении технологии комплексного (комбинированного) упрочнения шариками для формирования благоприятных характеристик поверхностного слоя деталей из различных материалов [1, 2, 3]. Несмотря на это, существенными факторами, сдерживающими внедрение данного метода упрочнения в производство деталей авиационных двигателей, являются противоречивость имеющейся информации и недостаточность исследований влияния пластической деформации тонкого поверхностного слоя при ППД на его способность сопротивляться усталостному разрушению.

Так, оценивая различия в эффективности упрочнения поверхностного слоя дробеструйным способом и лазерным упрочнением, авторы работы [4] приходят к выводу, что при одинаковом уровне остаточных напряжений упрочнение ППД при циклическом нагружении детали оказывается менее эффективно, что связано с потерей пластичности материала поверхностного слоя. Негативная роль наклепа поверхностного слоя в работе [5] определяется значительными местными градиентами остаточных напряжений, приводящими к снижению несущей способности детали при знакоперемен-

ных нагрузках в условиях умеренно-повышенных температур. Авторы работ [2, 6] указывают на нежелательность применения комплексного упрочнения и значительного повышения микротвердости поверхностного слоя для тонкостенных деталей. Причиной этого называют значительные растягивающие напряжения в сердцевине и неуравновешенное состояние поверхностного слоя, приводящее к адсорбции кислорода и, как следствие, снижение энергии, необходимой для зарождения трещин. Несмотря на достаточно большое количество исследований технологии комплексного упрочнения, в настоящее время в литературе отсутствует однозначный ответ на вопрос об эффективности применения такой обработки для деталей типа дисков и моноколес, изготавливаемых из жаропрочных сплавов.

Целью настоящей работы, являлась оценка эффективности и разработка технологии комплексного упрочнения сложнопрофильных деталей газотурбинных двигателей из жаропрочных сплавов на никелевой основе. Для достижения поставленной цели были решены задачи упрочнения поверхностного слоя образцов макро- и микрошариками с оптимальными режимами, оценка параметров качества поверхностного слоя и их испытания на усталость.

Исследования выполняли на образцах, изготовленных из жаропрочных сплавов на никелевой основе ЭК79-ИД и ЭИ698-ВД (табл. 1). Исследуемые сплавы широко применяются для изготовления дисков и моноколес газотурбинных двигателей и различаются объемной долей и морфологией упрочняющей γ' -фазы.

Шариками упрочняли призматические образцы толщиной 2 мм. Для локализации разрушения при испытании на усталость образцы имели галтели. Для снятия внутренних напряжений после вырезки и механической обработки их подвергали высокотемпературному вакуумному отжигу (750 °С, 8 ч).

Таблица 1 – Физико-механические свойства сплавов ЭК79-ИД и ЭИ698-ВД [7]

$t, ^\circ\text{C}$	$E, \text{МПа}$	$\alpha \cdot 10^6, 1/^\circ\text{C}$	$\sigma_g, \text{МПа}$	$\sigma_{0,2}, \text{МПа}$	$\gamma \cdot 10^{-3}, \text{кг/м}^3$	μ
Физико-механические свойства сплава ЭК79-ИД						
20	200000	12,0	1380	950	8,365	0,3
400	188000	13,1	1283	835		
500	181000	13,4	1257	805		
600	170000	13,6	1232	775		
Физико-механические свойства сплава ЭИ698-ВД						
20	200000	–	1150	720	8,320	0,3
650	160000	12,7	1000	630		
750	150000	13,4	840	620		

Ультразвуковое упрочнение (УЗУ) макрошариками из стали ШХ15 диаметром 1,6 и 0,68 мм выполняли на установке в волновом концентраторе типа “стакан” на оптимальных режимах: масса шариков 25 г; время упрочнения 60 с.

Упрочнение стеклянными микрошариками диаметром 40...70 мкм проводили в герметичной камере на оптимальных режимах. Расстояние от сопла – 15 мм, давление на выходе 5 атм, время упрочнения 40 с, что соответствовало упрочнению в течение 15 с в зоне факела эффективного расплава.

Шероховатость поверхности измеряли при помощи электронного петрографа Perthometr МЗ. Распределение по сечению поверхностного слоя микротвердости исследовали на косых шлифах с использованием прибора ПМТ-3, оснащенного устройством для автоматизации времени индентирования и контроля качества отпечатков.

Определение величины и характера распределения в поверхностном слое остаточных напряжений первого рода выполняли на приборе ПИОН-2 при консольной схеме закрепления образца.

Предел выносливости определяли при плоском изгибе статистическим методом “лестницы”. Испытания проводили на резонансной частоте образцов, которая составляла 330.....340 Гц. Напряжения в опасном сечении определяли по размаху колебаний консольного конца образца. Предел выносливости определяли для вероятности неразрушений 50 %. По результатам испытаний разрушившихся образцов методом наименьших квадратов определяли параметры уравнения левой ветви кривой выносливости в полулогарифмических координатах [8]:

$$\sigma(N) = b - k \lg(N), \quad (1)$$

где N – число циклов; k – угловой коэффициент; b – линейный коэффициент.

Коэффициенты упрочнения для каждой партии образцов определяли по формуле:

$$\beta_y = \frac{\sigma_y}{\sigma_{-1}}, \quad (2)$$

где σ_y и σ_{-1} пределы выносливости упрочнен-

ных и исходных образцов, МПа.

Основным принципом повышения несущей способности деталей при комплексном упрочнении является формирование в поверхностном слое равномерно распределенных остаточных напряжений сжатия. Учитывая, что на поверхности деталей имеются многочисленные концентраторы напряжений, вызванные предшествующей обработкой, такие как риски, следы коррозии, эрозии и ряд других, причиной разрушения многих ответственных деталей ГТД являются усталостные трещины, очаговая зона которых располагается непосредственно на поверхности. Одним из путей снижения величины коэффициента интенсивности напряжений от поверхностных микродефектов является формирование на поверхности значительных напряжений сжатия. В то же время известно множество данных, которые указывают, что зарождение трещин происходит в приповерхностном слое на глубине 100.....150 мкм [9]. Причиной этого является тот факт, что под действием растягивающей нагрузки поверхность детали находится в плосконапряженном состоянии. При этом вектор напряжений, ориентированный вдоль нормали к поверхности в тонком приповерхностном слое, минимален и возрастает к сердцевине образца, достигая некоторого предельного значения [9]. В соответствии с этим растут и растягивающие напряжения, предопределяющие зарождение очага усталостного разрушения в приповерхностном слое металла. Таким образом, из анализа причин зарождения усталостных трещин можно предположить, что максимальной выносливостью будут обладать те детали, в которых остаточные напряжения сжатия будут значительными как непосредственно на поверхности, так и в глубине поверхностного слоя.

Известно, что при упрочнении дробью максимальные напряжения сжатия формируются под поверхностью. Величина и глубина залегания определяются режимами упрочнения и, в первую очередь, диаметром дробы и интенсивностью обработки [10]. Применяя последовательно упрочняющую обработку на “жестком” режиме крупной дробью, и затем – на “мягком” режиме мелкой дробью можно добиться суммирования эпюр остаточных напряжений, тем самым увеличить глубину рас-

пространения сжимающих напряжений (рис. 1). При этом в сердцевине детали могут возникать напряжения растяжения, однако, учитывая достаточно большую площадь поперечного сечения, как исследуемых образцов, так и элементов ободной части дисков и моноколес компрессоров, их величина не должна быть существенной и способствовать снижению сопротивления усталости.

Для оценки влияния на выносливость каждого из видов упрочняющей обработки и установления закономерностей формирования характеристик поверхностного слоя, проведены исследования качества поверхности и испытания на усталость следующих партий образцов:

- партия Т1 – полированные образцы в исходном состоянии (без упрочнения);
- партия Т2 – образцы после обработки УЗУ стальными макрошариками;
- партия Т3 – образцы после упрочнения стеклянными микрошариками;
- партия Т4 – образцы, подвергнутые комплексному упрочнению (УЗУ стальными макрошариками + последующее упрочнение стеклянными микрошариками).

Результаты петрографического исследования поверхности (табл. 2, рис. 2) показывают, что влияние метода упрочнения на шероховатость поверхности определяется исходной величиной микронеровностей. Для сравнения в табл. 2 ввели значения шероховатости образцов после шлифования.

Для образцов, имевших высокое значение Ra исходной шероховатости поверхности (после грубых методов обработки: шлифования, точения, протягивания и др.), обработка УЗУ способствует снижению высоты микронеровностей и, таким образом, уменьшает уровень концентрации напряжений на поверхности. В то же время для исходных образцов (партия Т1), предварительно подвергнутых полированию и имеющих достаточно высокое качество поверхности, упрочнение шариками приводит к увеличению высоты микронеровностей за счет образования лунок и валиков вокруг них от ударов шариков. Аналогичные результаты при исследовании закономерности изменения шероховатости поверхности деталей в процессе дробеударной обработки получены в работе [11].

Обработка поверхности стеклянными микрошариками, так же как и стальными макрошариками, в

случае высокого качества исходной поверхности приводит к его ухудшению. Однако, вследствие меньшей глубины отпечатков, шероховатость обработанной поверхности повышается незначительно (рис. 2). При применении технологии комбинированного, комплексного упрочнения значение параметра Ra за счет применения предварительного

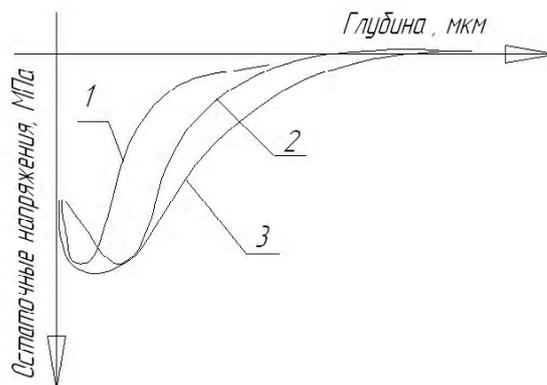


Рис. 1. Теоретическая картина суммирования остаточных напряжений при комплексном упрочнении: 1 – упрочнение крупной дробью; 2 – упрочнение мелкой дробью; 3 – комплексная обработка [2]

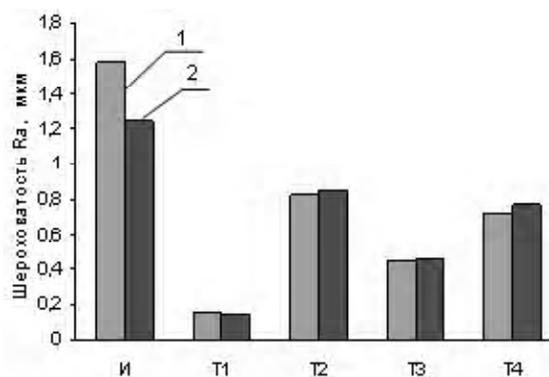


Рис. 2. Зависимость высоты микронеровностей: 1 – в поперечном направлении; 2 – в продольном направлении) от метода упрочнения: И – исходные образцы после шлифования; Т1, Т2, Т3 и Т4 – соответствующие партии образцов (табл.2)

Таблица 2 – Шероховатость поверхности образцов после различных методов упрочнения

№ п/п	Технология обработки поверхности и обозначение партии образцов		Ra в поперечном направлении образца, мкм	Ra в продольном направлении образца, мкм
1	Исходные (после шлифования)	–	1,58	1,27
2	Исходные (после полирования)	Т1	0,16	0,15
3	УЗУ макрошариками	Т2	0,82	0,85
4	Упрочнение микрошариками	Т3	0,45	0,46
5	Комплексное упрочнение	Т4	0,73	0,77

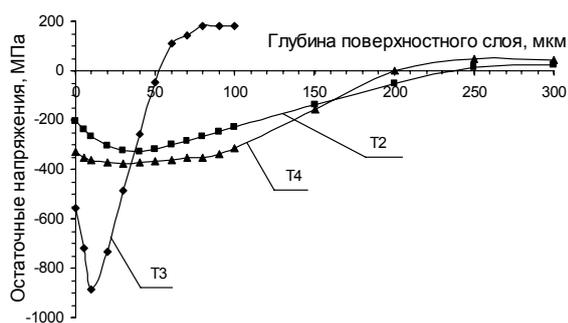
ультразвукового упрочнения по сравнению с исходным состоянием повышается, однако последующая обработка микрошариками приводит к некоторому снижению величины микронеровностей (рис. 2).

Принимая во внимание, что в соответствии с теоретическим обоснованием основной эффект от применения технологии комплексного упрочнения может быть получен за счет суммирования и наложения эпюр остаточных напряжений в поверхностном слое, были проведены исследования величины и характера распределения остаточных напряжений после каждого из методов обработки.

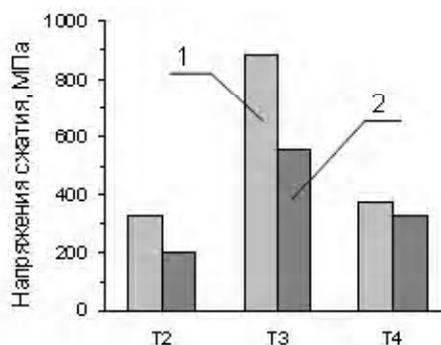
Анализ результатов показывает, что комплексное упрочнение приводит к формированию в поверхностном слое равномерно распределенных остаточных напряжений сжатия (рис. 3, 4). Перепад напряжений непосредственно на поверхности образцов и в подслоевой области из всех исследованных методов упрочнения минимален в случае комплексной обработки. Величина напряжений определяется уровнем остаточных напряжений, вызванных при упрочнении макро- и микрошариками, однако арифметического сложения

эпюр не наблюдается.

Для оценки влияния методов упрочнения на выносливость были проведены испытания на усталость исследованных партий образцов при комнатной температуре. В табл. 3 приведены параметры выносливости образцов из сплава ЭК79-ИД, упрочненных комплексным методом, и параметры выносливости образцов, упрочненных макрошариками и имеющими различную степень наклепа поверхностного слоя [12], а также образцов из сплава ЭИ698-ВД, обработанных по технологиям Т1, Т2, Т3, Т4.

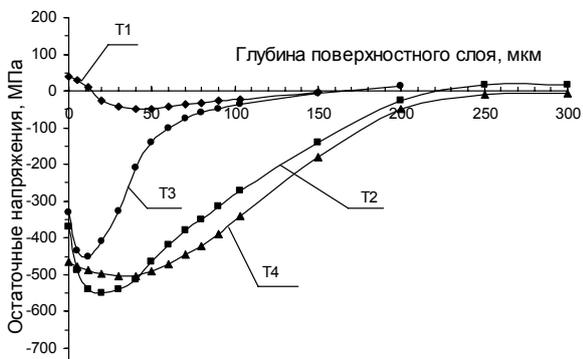


а

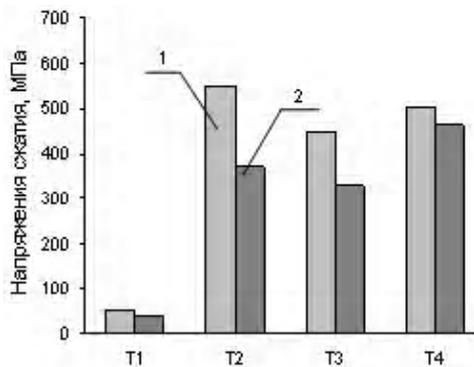


б

Рис. 3. Распределение остаточных напряжений образцов партий Т2, Т3 и Т4 из сплава ЭК79-ИД: а – эпюры остаточных напряжений; б – соотношение остаточных сжимающих напряжений подслоевого максимума (1) и на поверхности (2)



а



б

Рис. 4. Распределение остаточных напряжений образцов партий Т1, Т2, Т3 и Т4 из сплава ЭИ698-ВД: а – эпюры остаточных напряжений; б – соотношение остаточных сжимающих напряжений подслоевого максимума (1) и на поверхности (2)

Таблица 3 – Результаты испытаний на усталость образцов

Технология упрочнения поверхности	Степень наклепа S , %	Предел выносливости, σ_{-1} , МПа	Коэффициент упрочнения, β^y	СКО логарифма долговечности, $\bar{S}_{lg N}$, млн.	Коэф. k	Коэф. b
Образцы из сплава ЭК79-ИД						
Без упрочнения (Т1)	–	252	–	0,365	238	457
Ультразвуковое упрочнение стальными макрошариками (Т2)	23	292	1,16	0,124	373	463
	27	321	1,27	0,137	374	476
	36	340	1,35	0,101	623	551
	51	441	1,75	0,082	813	669
	70	380	1,51	0,102	450	519
Комплексное упрочнение (Т4)	30	562	2,23	0,096	133	715
Образцы из сплава ЭИ698-ВД						
Без упрочнения (Т1)	–	220	–	0,089	59	307
УЗУ стальными макрошариками на (Т2)	38	310	1,41	0,146	90	479
Упрочнение стеклянными микрошариками (Т3)	21	253	1,15	0,063	182	387
Комплексное упрочнение (Т4)	31	374	1,7	0,121	193	507

Результаты испытаний на усталость и исследования физико-механических характеристик поверхностного слоя позволили выполнить комплексный анализ эффективности применения метода упрочнения поверхностного слоя деталей из исследованных сплавов. Для обоих сплавов пластическое деформирование поверхностного слоя стальными макрошариками способствовало повышению предела выносливости и рассеяния долговечности до разрушения. При этом, зависимость коэффициента упрочнения от степени наклепа поверхности носит экстремальный характер. Максимальная величина коэффициента упрочнения для сплава ЭК79-ИД наблюдается в диапазоне степеней наклепа 50.....55 %, что соответствует концу стадии формирования, свойственной для упрочненных ГЦК металлов ячеистой дислокационной структуры с разориентировками [13, 14]. Причиной максимальной выносливости образцов в этом диапазоне степеней поверхностного наклепа, вероятно, является значительная скалярная плотность дислокаций, величина сжимающих остаточных напряжений и модуля упругости материала поверхностного слоя. Дальнейшее повышение степени наклепа поверхности способствовало снижению коэффициента упрочнения, что может объясняться образованием грубых полос скольжения и субмикроскопических трещин, являющихся очагами усталостного разрушения.

Упрочнение поверхности образцов стеклянными микрошариками способствовало формированию в поверхностном слое сжимающих остаточных напряжений, максимальная величина которых находится в непосредственной близости от поверхности (рис. 3, 4). В этом случае толщина пласти-

чески деформированного слоя незначительна, а основной вклад в повышение предела выносливости вносят остаточные напряжения. Эффективность применения упрочнения микрошариками на оптимальном режиме обработки несколько ниже, чем при упрочнении стальными макрошариками, однако при этом наблюдается снижение среднеквадратического отклонения долговечности до разрушения (табл. 3).

Наибольший коэффициент упрочнения достигается при применении комплексной технологии. Формируемые при этом способе обработки технологические остаточные напряжения, равномерно распределяются по всей глубине поверхностного слоя. Такая особенность эпюры остаточных напряжений способствует тому, что с одной стороны эксплуатационные напряжения, возникающие в приповерхностном слое, компенсируются остаточными напряжениями, а с другой стороны значительные по величине напряжения в непосредственной близости от поверхности способствуют нейтрализации поверхностных концентраторов напряжений. В то же время глубина пластически деформированного слоя, сформировавшегося на стадии упрочнения макрошариками, значительна, что также вносит вклад в повышение выносливости.

Отличительной особенностью комплексной технологии упрочнения является то, что значительное повышение выносливости образцов ($\beta^y = 1,7$) наблюдается при степени поверхностного наклепа, не превышающей 35.....40 %. Вероятно, достижение на первом этапе упрочнения рациональной, с точки зрения дислокационной структуры, степени наклепа, будет способствовать дальнейшему повышению выносливости. При этом материал находит-

ся в более термодинамически устойчивом состоянии, что может проявляться в диапазоне эксплуатационных температур данных сплавов.

Наблюдаемая, в зависимости от технологии упрочнения, закономерность изменения рассеяния долговечности образцов до разрушения (табл. 3) может объясняться тем, что при упрочнении макрошариками на поверхности полированных образцов образуются следы отпечатков шариков, которые являются технологическими концентраторами напряжений. Последующая обработка поверхности микрошариками, за счет формирования пика сжимающих напряжений в непосредственной близости от поверхности, способствует их частичной нейтрализации.

Таким образом, анализ физико-механических характеристик поверхностного слоя образцов, упрочненных различными способами, и испытания на выносливость показали, что технология комплексного упрочнения поверхности, включающая последовательную обработку макро- и микрошариками, с точки зрения повышения характеристик выносливости деталей из исследованных сплавов является наиболее эффективной.

Список литературы

1. Матлин М.М., Лебский С.Л. Комбинированное поверхностное пластическое деформирование деталей дробью // Вестник машиностроения. 2000. – №1. – С.5 4-56.
2. J. Solis Romero The Effect of Saturation and Duplex Peening on Fatigue Resistance of the 2024-T351 Aluminium Alloy // Metal Finishing News. – 2004. – Vol.5, July Issue. – p. 38-40.
3. Ishigami, H., et al., A Study on Stress, Reflection and Double Shot Peening to Increase Compressive Residual Stress // Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, – 2000. – №23: – p. 959-963.
4. Eduardo de Los Rios, Chris A. Rodopoulos Investigating the Effects of Shot and Laser Shock Peening on the Fatigue Behaviour of 2024-T351 Aluminium Alloy // Metal Finishing News. – 2003. – Vol.4, January Issue. – p. 24-26.
5. Боровский С.М., Саватеев В.Г. Концентрация напряжений при поверхностном наклепе // Авиационная промышленность. – 1985. – №7. – С. 24-25.
6. Винокуров В.И., Пудков С.И., Егоров В.М., Жебынева Н.Ф. Повышение усталостной прочности лопаток компрессора упрочняющей обработкой // Авиационная промышленность. – 1992. – №11. – С. 10-12.
7. Авиационные материалы. Справочник. Деформируемые жаропрочные стали и сплавы. / Под ред. Р.Е. Шалина. – М.: ВИАМ, 1989. – Т.3, Ч.1. – 565 с.
8. Троценко В.Т., Сосновский Л.А. Сопrotивление усталости металлов и сплавов / Справочник. – Ч.1.- К.: Наукова думка, 1987. – 512 с.
9. Богуслаев В.А., Яценко В.К., Жеманюк П.Д., и др. Отделочно-упрочняющая обработка деталей ГТД – Запорожье, изд. ОАО “Мотор Сич”, 2005. – 559 с.
10. Y. Watanabe, N. Hasegawa, H. Endo et al An Effect of Peening on Fretting Fatigue // The 7th International Conference on Shot Peening, Institute of Precision Mechanics. Warsaw, Poland. - p.127-134.
11. Мухин В.С., Смыслов А.М., Боровский С.М. Модифицирование поверхностей деталей ГТД по условиям эксплуатации. – М.: Машиностроение, 1995. – 256 с.
12. Павленко Д.В. Технологическое обеспечение характеристик качества аэродинамических поверхностей лопаток центробежных колес компрессоров из жаропрочного никелевого сплава ЭК79-ИД: Дис... на соискание степени канд. техн. наук по спец. 05.07.04. – Запорожье, 2004. – 203 с.
13. Яковлева Т.Ю. Локальная пластическая деформация и усталость металлов. – К.: Наукова думка, 2003. – 236 с.
14. Конева Н.А. Природа стадий пластической деформации // Соросовский образовательный журнал. – 1998. – №10.– С. 99- 105.

Поступила в редакцию 30.03.2006 г.

Анотація: Досліджено вплив комплексного зміцнення сталевими макрокульками в ультразвуковому полі й наступним обдуванням скляними мікрокульками на характеристики поверхневого шару й опір утомі зразків з жароміцних сплавів ЭИ698-ВД і ЭК79-ИД.

Abstract: Influence of complex hardening by steel shotblast in a ultrasonic field and by the subsequent processing glass shotblast on characteristics of a surface layer and resistance to fatigue of samples from superalloys ЭИ698-ВД and ЭК79-ИД is investigated.

УДК 621.914.01:669.295.001.26

Я. Н. Гавриленко, С. В. Мозговой, Д. В. Павленко

ОПТИМИЗАЦИЯ РЕЖИМОВ ВЫСОКОСКОРОСТНОГО ФРЕЗЕРОВАНИЯ ДЕТАЛЕЙ ИЗ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ

Аннотация: Рассмотрен вопрос оптимизации режимов высокоскоростного фрезерования деталей из титановых сплавов по критерию максимальной производительности. Установлены основные ограничения, накладываемые на процесс высокоскоростного резания при фрезеровании концевыми фрезами и оптимальное сочетание параметров режимов резания.

В настоящее время в авиадвигателестроении, значение высокоскоростной обработки значительно возросло. Это связано в первую очередь с появлением сложнопрофильных деталей из труднообрабатываемых титановых и никелевых сплавов. Применение для их обработки современных высокоскоростных обрабатывающих центров способствует снижению времени обработки при одновременном повышении качества поверхности. Учитывая влияние поверхностного слоя на долговечность деталей газотурбинных двигателей (ГТД), работающих в условиях циклического нагружения, особенно актуальным является вопрос технологического обеспечения при механической обработке не только параметров точности, но и качества поверхностного слоя. Отечественный и зарубежный опыт показывает, что при оптимизации технологии изготовления деталей из высокопрочных сплавов может быть достигнуто значительное повышение долговечности их работы за счет резерва прочности материала поверхностного слоя [1].

Анализ литературы и каталогов фирм-производителей показал [2-6], что имеющаяся в настоящее время информация для определения режимов высокоскоростного фрезерования деталей из титановых сплавов, как правило, является неполной и противоречивой. Режимы резания, назначенные без учета конкретных условий и особенностей высокоскоростной обработки, часто носят субъективный характер, в связи с чем, в условиях современного производства такой подход нельзя считать рациональным. В литературе имеются данные об оптимизации режимов резания с учетом особенностей резания металлов с традиционными скоростями [7, 8], однако процесс высокоскоростного фрезерования имеет ряд особенностей. Все это указывает на необходимость создания математической модели процесса высокоскоростного фрезерования, использование которой позволило бы обосновать оптимальное сочетание режимов обработки.

Таким образом, вопрос оптимизации режимов высокоскоростного фрезерования деталей ГТД с целью определения таких условий обработки, при которых требуемые параметры качества поверхно-

стного слоя будут получены с максимальной производительностью является актуальным.

Целью настоящей работы являлось определение оптимального сочетания режимов высокоскоростного фрезерования деталей из титановых сплавов по критериям качества и производительности обработки. Для достижения цели была поставлена задача разработки математической модели процесса высокоскоростного фрезерования.

Исходными данными для построения модели высокоскоростного фрезерования титановых сплавов (ВСФ) являлись результаты экспериментов, опубликованные в зарубежной и отечественной научно-технической литературе.

Методы математической оптимизации позволяют найти оптимальный режим резания, если известно, как связана величина расходов на обработку с условиями протекания процесса резания. Стратегия поиска определяется математической записью зависимости искомой величины (цели, критерия оптимизации) от входных факторов V, S_z, t . Для случая ВСФ целевая функция имеет вид (1):

$$F = n \cdot S_z \cdot t \Rightarrow \max, \quad (1)$$

При этом величина периода стойкости T должна быть определена из условий достижения наименьших расходов на обработку. Целью оптимизации является достижение наибольшего значения F — критерия оптимизации, зависящего от произведения трех переменных (параметров оптимизации). Поиск наибольшей величины F выполняли путем варьирования значений n, S_z и t в пределах ограничений, накладываемых на эти величины. Для упорядоченного поиска использовали метод линейной оптимизации.

Метод линейной оптимизации предполагает, что ограничения и целевая функция записаны в виде линейных многочленов, где нет произведений переменных и нет этих переменных в степенях.

Такая запись может иметь следующий вид:

1. $a_{11} \cdot X_1 + a_{12} \cdot X_2 + \dots + a_{1i} \cdot X_i \leq b_1$
2. $a_{21} \cdot X_1 + a_{22} \cdot X_2 + \dots + a_{2i} \cdot X_i \leq b_2$

$$J. a_{j1} \cdot X_1 + a_{j2} \cdot X_2 + \dots + a_{ji} \cdot X_i \leq b_j$$

$$F = k_1 \cdot X_1 + k_2 \cdot X_2 + \dots + k_i \cdot X_i \Rightarrow \max,$$

где a_{ji}, k_i – коэффициенты при переменных (постоянные величины);

X_i – параметры оптимизации;

b_j – числовые величины (постоянные).

Исходя из особенностей процессов, происходящих при ВСФ и необходимости обеспечения требуемых параметров качества поверхностного слоя, на процесс высокоскоростного фрезерования могут быть наложены следующие ограничения:

1) По режущим свойствам инструмента (по скорости резания)

$$V \leq V_{don} = \frac{\pi \cdot D \cdot n}{1000} = \frac{C_v \cdot D_\phi^q}{T_m \cdot t^x \cdot S_z^y \cdot B^u \cdot z_\phi^p},$$

где $m = 0,3; x = 0,25; y = 0,4; u = 0,14; p = 0,1; q = 0,25;$

$B = 0,4$ мм – ширина фрезерования;

$D_\phi = 6-12$ мм – наиболее распространенные диаметры фрезы при ВСФ;

$C_v = 115;$

$z_\phi = 6-8$ – число зубьев фрезы;

$T = 60$ минут – стойкость фрезы.

После преобразований:

$$n \cdot S_z^y \cdot t^x \leq \frac{1000 \cdot C_v \cdot D_\phi^{q-1}}{\pi \cdot T^m \cdot B^u \cdot z_\phi^p}.$$

После линеаризации:

$$X_1 + y \cdot X_2 + x \cdot X_3 \leq b_1,$$

где $X_1 = \ln(n);$

$$X_2 = \ln(100 \cdot S_z);$$

$$X_3 = \ln(100 \cdot t);$$

$$b_1 = \ln \frac{1000 \cdot C_v \cdot D_\phi^{q-1} \cdot 100^y \cdot 100^x}{\pi \cdot T^m \cdot B^u \cdot z_\phi^p};$$

$$X_1 + 0,4 \cdot X_2 + 0,25 \cdot X_3 \leq b_1. \quad (2)$$

2) Ограничение по мощности главного привода:

$$N_e \leq N_{um},$$

где $N_{um} = N_e \cdot \eta;$

$$N_e = \frac{P_z \cdot V}{1020 \cdot 60}, \text{ кВт};$$

$$P_z = \frac{10 \cdot C_p \cdot t^x \cdot S_z^y \cdot B^u \cdot z_\phi}{D_\phi^q \cdot n^w}.$$

После преобразований получаем:

$$n^{1-w} \cdot S_z^y \cdot t^x \leq \frac{1020 \cdot 60 \cdot 1000 \cdot D_\phi^{q-1} \cdot N_{os} \cdot \eta}{10 \cdot \pi \cdot C_p \cdot B^u \cdot z_\phi},$$

где $q = 0,73; u = 1,0; y = 0,75; x = 0,85; w = -0,13; C_p = 12,5$ – показатели в формуле силы резания $P_z;$

$\eta = 0,95$ – КПД станка.

После линеаризации:

$$(1-w) \cdot X_1 + y \cdot X_2 + x \cdot X_3 \leq b_2;$$

$$b_2 = \ln \frac{1020 \cdot 60 \cdot 1000 \cdot D_\phi^{q-1} \cdot N_{os} \cdot \eta \cdot 100^y \cdot 100^x}{10 \cdot \pi \cdot C_p \cdot B^u \cdot z_\phi};$$

$$(1+0,13) \cdot X_1 + 0,75 \cdot X_2 + 0,85 \cdot X_3 \leq b_2. \quad (3)$$

3) Ограничение по прочности корпуса фрезы

Рассматривается воздействие на концевую фрезу крутящего и изгибающего моментов от составляющих сил резания

$$P_z \leq P_{z_{don}};$$

$$P_{z_{don}} = \frac{10^{-5} \cdot D_\phi^3 \cdot [\sigma_u]}{\sqrt{(1,28 \cdot l \pm 0,3 \cdot D_\phi)^2 + 0,25 \cdot D_\phi^2}},$$

где $[\sigma_u]$ – допускаемое напряжение на изгиб. Для инструментов из твердого сплава

$$[\sigma_u] = 7000 \text{ МПа.}$$

l – вылет фрезы – длина рабочей части фрезы, выступающей из шпинделя или зажимного устройства, $l = 80$ мм.

В знаменателе в подкоренном выражении принимается плюс, если осевое усилие направлено вдоль оси шпинделя на его подшипники и стремится “вдавить” фрезу в шпиндельный узел (с учетом направления винтовой линии зубьев и направления вращения), и минус, если осевое усилие стремится “вытянуть” фрезу из шпинделя.

После преобразований получаем:

$$n^{-w} \cdot S_z^y \cdot t^x \leq \frac{10^{-6} \cdot D_\phi^{q+3} \cdot [\sigma_u]}{C_p \cdot B^u \cdot z_\phi \cdot \sqrt{(1,28 \cdot l + 0,3 \cdot D_\phi)^2 + 0,25 \cdot D_\phi^2}}.$$

После линеаризации:

$$-w \cdot X_1 + y \cdot X_2 + x \cdot X_3 \leq b_3;$$

$$b_3 = \ln \frac{10^{-6} \cdot D_{\phi}^{q+3} \cdot [\sigma_u] \cdot 100^y \cdot 100^x}{C_p \cdot B^u \cdot z_{\phi} \cdot \sqrt{(1,28 \cdot l + 0,3 \cdot D_{\phi})^2 + 0,25 \cdot D_{\phi}^2}};$$

$$0,13 \cdot X_1 + 0,75 \cdot X_2 + 0,85 \cdot X_3 \leq b_3. \quad (4)$$

4) Ограничение по прочности зуба фрезы
На зуб фрезы действует изгибающий момент

$$M_u = P_z \cdot h_3.$$

Если приближенно считать, что зуб имеет форму параллелепипеда с размерами сторон $b \cdot h_3 \cdot h_1$, то значение изгибающего момента, предельно допустимое прочностью зуба, определится выражением:

$$M_{u_{дон}} = 10^{-5} \cdot W_z \cdot [\sigma_u],$$

где W_z – момент сопротивления изгибу поперечного сечения зуба, и м³;

$$W_z = \frac{1}{6} \cdot b \cdot h_1^2;$$

$[\sigma_u]$ – допускаемое напряжение на изгиб, МПа.

В этом случае, ограничение по прочности зуба можно записать в виде:

$$M_u \leq M_{u_{дон}}.$$

После подстановки значений M_u , $M_{u_{дон}}$ и преобразований получаем:

$$n^{-w} \cdot S_z^y \cdot t^x \leq \frac{10^{-6} \cdot b \cdot h_1^2 \cdot [\sigma_u] \cdot D_{\phi}^q}{6h_3 \cdot C_p \cdot B^u \cdot z_{\phi}}.$$

После линеаризации:

$$-w \cdot X_1 + y \cdot X_2 + x \cdot X_3 \leq b_4;$$

$$b_4 = \ln \frac{10^{-6} \cdot b \cdot h_1^2 \cdot [\sigma_u] \cdot D_{\phi}^q \cdot 100^y \cdot 100^x}{6h_3 \cdot C_p \cdot B^u \cdot z_{\phi}};$$

$$0,13 \cdot X_1 + 0,75 \cdot X_2 + 0,85 \cdot X_3 \leq b_4. \quad (5)$$

5) По наибольшей частоте вращения шпинделя станка

$$n \leq n_{un_{max}};$$

$$X_1 \leq b_5;$$

$$b_5 = \ln(n_{un_{max}}). \quad (6)$$

6) По наименьшей частоте вращения шпинде-

ля станка

$$n \geq n_{un_{min}};$$

$$X_1 \geq b_6;$$

$$b_6 = \ln(n_{un_{min}}). \quad (7)$$

7) По наибольшей подаче, допустимой приводами станка

$$S \leq S_{cm_{max}};$$

$$n \cdot S_z \cdot z_{\phi} \leq S_{cm_{max}}.$$

После преобразований:

$$n \cdot S_z \leq \frac{S_{cm_{max}}}{z_{\phi}};$$

$$X_1 + X_2 \leq b_7;$$

$$b_7 = \ln \frac{S_{cm_{max}} \cdot 100^y}{z_{\phi}}. \quad (8)$$

8) По наименьшей подаче, допустимой приводами станка

$$S \geq S_{cm_{min}};$$

$$n \cdot S_z \cdot z_{\phi} \geq S_{cm_{min}}.$$

После преобразований:

$$n \cdot S_z \geq \frac{S_{cm_{min}}}{z_{\phi}};$$

$$n \cdot S_z \geq \frac{S_{cm_{min}}}{z_{\phi}};$$

$$b_8 = \ln \frac{S_{cm_{min}} \cdot 100^y}{z_{\phi}}. \quad (9)$$

9) По предельно допустимой прочностью зуба подаче на зуб

$$S_z \leq S_{z_{пред}};$$

$$S_{z_{пред}} = \frac{10^{-3} \cdot C \cdot D_{\phi}^q}{t^x \cdot B^u \cdot z_{\phi}^q} \cdot PK_{\phi} \cdot PK_n,$$

где PK_{ϕ} – произведение формализованных коэффициентов;

PK_n – произведение неформализованных коэффициентов;

z_{ϕ} – число зубьев фрезы;

C, q, x, u, p – постоянные, определяемые опытным путем;

$$ПК_{\phi} = \left[\frac{C_{\sigma\phi}}{\sigma\phi} \cdot \frac{C_{H\phi}}{HB} \cdot \frac{C_{HRC}}{HRC} \right]^{n_1} \left[\frac{C_1 \cdot D_{\phi}}{l_{\phi}} \cdot \frac{C_1 \cdot d_o}{l_o} \right]^{n_2};$$

$$ПК_H = K_{1H} \cdot K_{2H} \cdot K_3 \cdot K_4 \cdot K_5,$$

где в квадратных скобках – возможные варианты вычисления коэффициентов в зависимости от заданных механических свойств материала заготовки (первый множитель) и способа крепления фрезы (второй множитель),

$C_{\sigma\phi}, C_{HB}, C_{HRC}, C_1$ – постоянные [7];

n_1 – оценивает степень влияния механических свойств материала заготовки;

n_2 – оценивает степень влияния схемы и жесткости крепления инструмента;

K_{1H} – поправочный коэффициент на группу материала заготовки;

K_{2H} – поправочный коэффициент на марку материала инструмента;

K_3 – поправочный коэффициент на исполнение фрезы;

K_4 – поправочный коэффициент на форму обрабатываемой поверхности;

K_5 – поправочный коэффициент на тип зуба фрезы (крупный, средний, мелкий).

После линеаризации получаем:

$$X_2 + x \cdot X_3 \leq b_9;$$

$$b_9 = \ln \frac{10^{-3} \cdot C \cdot D_{\phi}^q \cdot 100 \cdot 100^x}{B^u \cdot z_{\phi}^p} \cdot ПК_{\phi} \cdot ПК_H. \quad (10)$$

10) По шероховатости поверхности в продольном и поперечном направлении

$$S_z \leq R_{z_{\text{прод}}};$$

$$X_2 \leq b_{11};$$

$$b_{11} = \ln(R_{z_{\text{прод}}} \cdot 100);$$

$$S_z \leq R_{z_{\text{поп}}};$$

$$X_2 \leq b_{11};$$

$$b_{11} = \ln(R_{z_{\text{поп}}} \cdot 100). \quad (11)$$

11) По допустимым величинам упругих деформаций системы СПИД (по жесткости системы СПИД)

Ограничение устанавливает предельно допустимую величину прогиба оправки $f_{\text{опр}}$ под воздействием радиального усилия P_{yz} . В таком случае ограничение запишется следующим образом:

$$f \leq [f],$$

где $[f]$ – допустимая величина прогиба. Она определяется величиной допуска IT на выполняемый размер. Принимаем $[f] \leq 0,25 \cdot IT$.

Величина $f_{\text{опр}}$ для консольной оправки определяется зависимостью:

$$f_{\text{опр}} = \frac{P_{yz} \cdot l_{\text{опр}}^3}{3 \cdot E \cdot I},$$

где $l_{\text{опр}}$ – длина оправки

E – модуль упругости материала оправки ($E = 2,1 \cdot 10^5$ МПа);

I – полярный момент инерции поперечного сечения оправки;

$$I = 0,05 \cdot (d_{\text{опр}})^4;$$

$$P_{yz} = \sqrt{P_y^2 + P_z^2}, \text{ Н};$$

$$P_y = (0,4 \dots 0,6) \cdot P_z.$$

Если допустить для упрощения расчетов $P_y = 0,5 \cdot P_z$, то $P_{yz} = 1,12 \cdot P_z$

После преобразований получаем:

- для консольной оправки

$$n^{-w} \cdot S_z^y \cdot t^x \leq \frac{2812,5 \cdot [f] \cdot D_{\phi}^3 \cdot d_{\text{опр}}^4}{C_p \cdot B^u \cdot z_{\phi} \cdot l_{\text{опр}}^3}.$$

После линеаризации:

$$-w \cdot X_1 + y \cdot X_2 + x \cdot X_3 \leq b_{18};$$

$$0,13 \cdot X_1 + 0,75 \cdot X_2 + 0,85 \cdot X_3 \leq b_{18};$$

$$b_{18} = \ln \frac{2812,5 \cdot [f] \cdot D_{\phi}^3 \cdot d_{\text{опр}}^4 \cdot 100^y \cdot 100^x}{C_p \cdot B^u \cdot z_{\phi} \cdot l_{\text{опр}}^3}. \quad (12)$$

12) По оптимальной глубине резания.

В результате экспериментальных исследований установлено, что оптимальной является глубина прохода величиной от 0,5% до 0,6% диаметра инструмента.

После преобразований и линеаризации:

$$X_3 \leq b_{20};$$

$$b_{20} = \ln(0,005 \cdot D_{\phi} \cdot 100). \quad (13)$$

Совместное решение системы неравенств (2-13) позволяет найти оптимальные значения коэффициентов X_1, X_2, X_3 , соответствующие оптимальным условиям ВСФ:

$$X_1 = \ln(n); \Rightarrow n = e^{X_1};$$

ВСФ.

$$X_2 = \ln(100 \cdot S_z); \Rightarrow S_z = \frac{e^{X_2}}{100};$$

$$X_3 = \ln(100 \cdot t); \Rightarrow t = \frac{e^{X_3}}{100}.$$

Исходными данными для математической модели ВСФ деталей из титановых сплавов являлись:

1) Прочность обрабатываемого материала $\sigma = 1050$ МПа;

2) Диаметр фрезы, $D_\phi = 10$ мм;

3) Стойкость фрезы, $T = 60$ мин;

4) Число зубьев фрезы, $z_\phi = 8$;

5) Ширина фрезерования, $B = 0,4$ мм;

6) Мощность привода главного движения, $N = 20$ кВт;

7) КПД привода главного движения, $\eta = 0,95$;

8) Максимальная частота вращения шпинделя,

$n_{шп\max} = 18000$ об/мин;

9) Минимальная частота вращения шпинделя,

$n_{шп\min} = 2000$ об/мин;

10) Наибольшая подача, допустимая приводами станка, $S_{cm\max} = 30000$ м/мин;

11) Наименьшая подача, допустимая приводами станка, $S_{cm\min} = 2000$ м/мин;

12) Показатели в формуле скорости резания

$m = 0,3; x = 0,25; y = 0,4; u = 0,14; p = 0,1; q = 0,25$;

13) Показатели в формуле силы резания P_z

$q = 0,73; u = 1,0; y = 0,75; x = 0,85; w = -0,13; C_p = 12,5$;

14) Диаметр фрезы в опасном сечении хвостовика перед рабочей частью, $d = 9$ мм;

15) Вылет фрезы – длина рабочей части фрезы, выступающей из шпинделя или зажимного устройства, $l = 80$ мм;

16) Допускаемое напряжение на изгиб, $[\sigma_u]$

Для твердосплавного инструмента – $[\sigma_u] = 7000$ МПа [9];

17) Высота зуба фрезы, $h_3 = 2,4$ мм;

18) Толщина зуба фрезы, $h_1 = 1,2$ мм;

19) Допустимая величина прогиба, $[f] = 0,02$ мм;

20) Длина оправки, $l_{опр} = 85$ мм;

21) Диаметр оправки, $d_{опр} = 40$ мм;

22) C_v – показатель в формуле скорости резания, $C_v = 115$ [7];

23) Длина зуба фрезы, $b = 6,2$ мм;

В таблице 1 приведены коэффициенты b_i для ВСФ титановых сплавов.

Ограничения 10, 12, 13, 14, 15, 16, 18 для каждого конкретного случая определяются экспериментально. На основании установленных зависимостей (рис. 1-3) может быть выполнено дальнейшее уточнение параметров режимов резания при

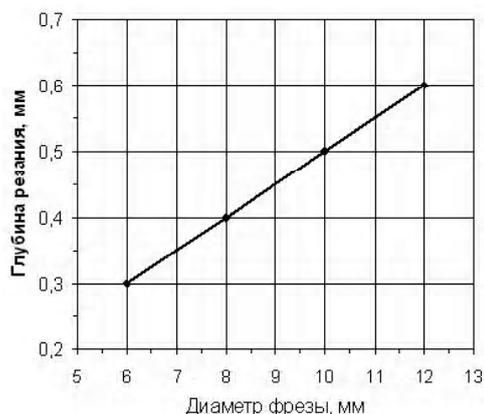


Рис. 1. Расчетная зависимость оптимальной глубины резания от диаметра фрезы

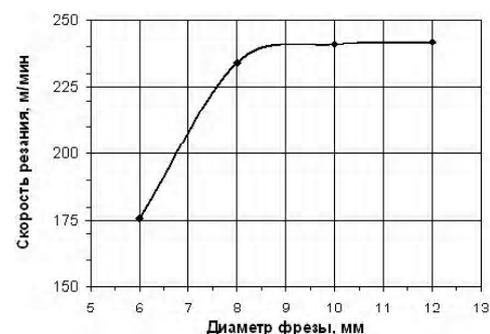


Рис. 2. – Расчетная зависимость оптимальной скорости резания от диаметра фрезы

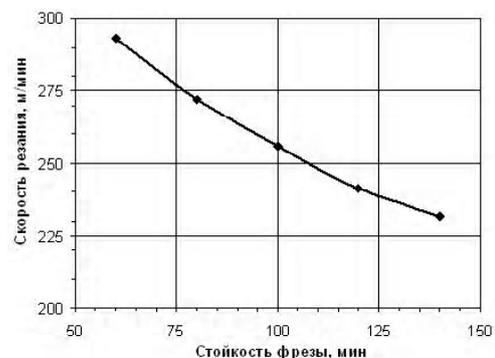


Рис. 3. Расчетная зависимость оптимальной скорости резания от стойкости фрезы

Таблица 1 – Ограничения, накладываемые на процесс резания при ВСФ

№ огр.	Математическая запись	Ограничения
1	$X_1 + y \cdot X_2 + x \cdot X_3 \leq b_1$	$b_1 = \ln \frac{1000 \cdot C_v \cdot D_\phi^{q-1} \cdot 100^y \cdot 100^x}{\pi \cdot T^m \cdot B^u \cdot z_\phi^p}$
2	$(1-w) \cdot X_1 + y \cdot X_2 + x \cdot X_3 \leq b_2$	$b_2 = \ln \frac{1020 \cdot 60 \cdot 1000 \cdot D_\phi^{q-1} \cdot N_{\text{дв}} \cdot \eta \cdot 100^y \cdot 100^x}{10 \cdot \pi \cdot C_p \cdot B^u \cdot z_\phi}$
3	$-w \cdot X_1 + y \cdot X_2 + x \cdot X_3 \leq b_3$	$b_3 = \ln \frac{10^{-6} \cdot D_\phi^{q+3} \cdot [\sigma_u] \cdot 100^y \cdot 100^x}{C_p \cdot B^u \cdot z_\phi \cdot \sqrt{(1,28 \cdot l + 0,3 \cdot D_\phi)^2 + 0,25 \cdot D_\phi^2}}$
4	$-w \cdot X_1 + y \cdot X_2 + x \cdot X_3 \leq b_4$	$b_4 = \ln \frac{10^{-6} \cdot b \cdot h_1^2 \cdot [\sigma_u] \cdot D_\phi^q \cdot 100^y \cdot 100^x}{6h_3 \cdot C_p \cdot B^u \cdot z_\phi}$
5	$X_1 \leq b_5$	$b_5 = \ln(n_{\text{limmax}})$
6	$X_1 \geq b_6$	$b_6 = \ln(n_{\text{limmin}})$
7	$X_1 + X_2 \leq b_7$	$b_7 = \ln \frac{S_{cm\max} \cdot 100^y}{z_\phi}$
8	$X_1 + X_2 \geq b_8$	$b_8 = \ln \frac{S_{cm\min} \cdot 100^y}{z_\phi}$
9	$X_2 + x \cdot X_3 \leq b_9$	$b_9 = \ln \frac{10^{-3} \cdot C \cdot D_\phi^q \cdot 100 \cdot 100^x}{B^u \cdot z_\phi^p} \cdot PK_\phi \cdot PK_H$
10		температура в зоне резания на 50...80°C меньше температуры плавления [3]
11	$X_2 \leq b_{11}$	$b_{11} = \ln(R_{z\text{прод}} \cdot 100)$; $b_{11} = \ln(R_{z\text{нон}} \cdot 100)$
12		степень наклепа поверхностного слоя не более 28 % [4]
13		$\sigma_o \rightarrow \min$
14		зона стабильной обработки при $n = 9000 \dots 10500$ об/мин при $t < 1,3$ мм и $S_z < 0,4$ мм/зуб [8]
15		твёрдость обрабатываемого материала не более 56 HRC [6]
16		точность формообразования определяется требованиями конструкторской документации
17	$-wX_1 + yX_2 + xX_3 \leq b_{17}$	$b_{17} = \ln \frac{2812,5 \cdot [f] \cdot D_\phi^3 \cdot d_{\text{опр}}^4 \cdot 100^y \cdot 100^x}{C_p \cdot B^u \cdot z_\phi \cdot l_{\text{опр}}^3}$
18		время обработки меньше периода стойкости инструмента
19	$X_3 \leq b_{20}$	$b_{19} = \ln(0,05 \cdot D_\phi \cdot 100)$

В результате оптимизации режимов ВСФ деталей из титановых сплавов установлено, что оптимальным сочетанием режимов резания является:

$n = 9320$ об/мин;

$S_z = 0,4$ мм на зуб фрезы;

$t = 0,05$ мм.

Таким образом, при высокоскоростном фрезе-

ровании деталей из титановых сплавов с установленным сочетанием режимов резания обеспечивается максимальная производительность процесса и качество обрабатываемых поверхностей.

Список литературы

1. Богуслаев В.А., Яценко В.К., Жеманюк П.Д., и др. Отделочно-упрочняющая обработка деталей ГТД – Запорожье, изд. ОАО "Мотор Сич", 2005. – 559 с.
2. Богуслаев В. А., Качан А. Я., Карась В. П. Высокоскоростное финишное фрезерование лопаток моноколес // Вестник двигателестроения. – 2002. – №1. С. 110-111.
3. G. Peigne, H. Paris and D. Brissaud A model of milled surface generation for time domain simulation of high – speed cutting. // Engineering Manufacture. 2003. Vol. 217, Part B, P. 919-930.
4. С. К. Toh Tool life and tool wear during high-speed rough milling using alternative cutter path strategies // Engineering Manufacture. 2003. Vol. 217, Part B. P. 564-577.
5. В. U. Gusel, I. Lazoglu Increasing productivity in sculpture surface machining via off – line piecewise variable federate scheduling based on the force system model // International Journal of Machine Tools and Manufacture. 2004. №44.– P. 21-28.
6. C. Su, J. Hino, T. Yoshimura Prediction of chatter in high – speed milling by means of fuzzy neural networks // International Journal of Systems Science. – 2000. Vol. 31, P. 1323-1330.
7. Общемашиностроительные нормативы режимов резания / Справочник в 2-х Т. Т.1/ А. Д. Локтев, И. Ф. Гуцин, В. А. Батуев и др. – М.: Машиностроение, 1991. – 640 с.
8. Кришталь В. А., Внуков Ю. Н., Кондратюк Э. В., Зиличихис С. Д. Опыт использования современного 5^{ТМ}-координатного оборудования при изготовлении деталей авиадвигателей // Вестник двигателестроения. – 2004. № 3. – С. 40-42 с.
9. Анурьев В. И., Калашников Ф. Ф., Масленников И. М. Справочник конструктора – машиностроителя. – М.: Машгиз, 1963 – 688 с.

Поступила в редакцию 09.02.2006 г.

Анотація: Розглянуто питання оптимізації режимів високошвидкісного фрезерування деталей з титанових сплавів за критерієм максимальної продуктивності. Встановлено основні обмеження, що накладаються на процес високошвидкісного різання при фрезеруванні кінцевими фрезами та оптимальне поєднання параметрів режимів різання.

Abstract: The question of optimization of modes of high-speed milling of parts from titanium alloys by criterion of the maximum productivity is considered. The basic restrictions determining the process of high-speed cutting are established when milling by trailer mills and an optimum combination of parameters of cutting modes.

УДК 621.452.3

А. Я. Качан, В. А. Панасенко, С. В. Мозговой, Г. В. Карась

ОСОБЕННОСТИ ПРИМЕНЕНИЯ ТВЕРДОСПЛАВНОГО ИНСТРУМЕНТА ПРИ ТОКАРНОЙ ОБРАБОТКЕ ДИСКОВ АВИАЦИОННЫХ ГТД НА СТАНКАХ С ЧПУ

Аннотация: Рассмотрены обрабатываемость и прогрессивные способы точения дисков ГТД из жаропрочных и титановых сплавов на станках с ЧПУ токарной группы с использованием современного твердосплавного инструмента.

Постановка проблемы и её связь с практическими задачами

Диски компрессоров и турбин в большинстве случаев обрабатывают на токарных станках с числовым программным управлением (ЧПУ). Диски ГТД изготавливают из жаропрочных и титановых сплавов, проблема обрабатываемости которых в настоящее время является актуальной. Они характеризуются высокими физико-механическими свойствами материалов, сложностью формы с одновременно высокими требованиями к точности и шероховатости образуемых поверхностей.

Дальнейшее повышение удельных характеристик двигателей невозможно без применения новых жаропрочных материалов с особыми физико-механическими свойствами. Обработка резанием труднообрабатываемых материалов чрезвычайно затруднена, что обусловлено их свойствами, которые по степени воздействия на процесс резания классифицируют:

- 1) высокие твердость и прочность материалов;
- 2) низкая теплопроводность в сочетании с высокой прочностью;
- 3) высокая химическая активность материала.

Появление новых материалов для высоконагруженных деталей ГТД требует новых подходов в решении технологических задач. На ОАО "Мотор Сич" этой проблеме уделяют большое внимание. Целенаправленный подбор режущего инструмента и режимов резания производится с учётом критерия производительность-цена-качество. В результате чего обеспечивается устойчивый процесс резания, а также требуемые шероховатость и параметры качества поверхностного слоя.

Цель работы

На основе критерия производительность-цена – качество показать влияние оптимального подбора режущего инструмента и режимов обработки на стабильность процесса резания и показатели качества обработанных поверхностей на примере дисков КВД.

Содержание и результаты исследования

В ОАО "Мотор Сич" черновые и чистовые операции точения дисков выполняют на токарных станках с ЧПУ. Одним из перспективных направлений повышения стабильности качества изготавливаемых деталей является применение современных твердых сплавов с двух и трёхслойным покрытием при обработке деталей из таких сплавов как ЭК-79У-ИД, ЭК-151, ЭП-742-ИД (ХН62БМКТЮ-ИД), ЭП-741-НП, ЭП-648 (ХН50ВМТЮБ).

Эти материалы относятся к группе деформируемых жаропрочных сплавов на никелевой основе и по сравнению с таким известным сплавом как ЭИ-437Б (ХН77ТЮР-ВД) являются более прочными, а коэффициент обрабатываемости их ниже аналогового сплава. Так, если при точении сплава ЭИ-437Б пластинкой ВК10ХОМ коэффициент обрабатываемости по данным НИИТА составляет $K_v = 0,32$, то для сплавов ЭК-79 – $K_v = 0,256$, ЭК-151 – $K_v = 0,245$, ЭП-741-НП – $K_v = 0,259$, ЭП-742ИД - $K_v = 0,268$ соответственно. Следовательно, при назначении режимов резания можно бы руководствоваться известными нормативами, снижая скорость резания на 20-25 %. Однако практика применения указанных нормативов не всегда отвечает технологическим требованиям. Решающее значение имеют многие факторы, каждый из которых может существенно влиять на процесс обработки. Основными из них являются жёсткость и способ установки детали в приспособлении, наличие предварительной обработки, исходное состояние поверхностного слоя и др.

При обработке дисков КВД проводились эксперименты с целью оптимального выбора материала твердосплавных пластин и режимов резания.

Особенностью конструкции диска КВД (рис. 1) является его тонкостенность и нежёсткость, а также наличие труднодоступных зон. По серийной технологии точение данного диска, выполненного из жаропрочного сплава ЭП-742-ИД $H_V = 285-302$ МПа, $\sigma_g = 1200$ МПа, осуществляли проходными, расточными и канавочными напайными резцами. Режущая часть резцов изготавливалась из сплава ВК10ХОМ. Режимы резания: $V_{рез} = 16$ м/мин,

$S_0 = 0,1$ мм/об, $t = 1,2$ мм для проходных резцов и $V_{рез} = 15$ м/мин, $S_0 = 0,04$ мм/об для канавочных резцов. Геометрия резцов представлена параметрами: $\gamma = 5-10^\circ$, $\alpha = 10-15^\circ$, $f = 0,2-0,4$ мм. Стойкость резцов при расчёте УП была принята не более 20 мин. Обработка производилась с применением СОЖ. Однако, нестабильность процесса резания, наличие множественных случайных факторов и режущие свойства пластин сократили расчётный период стойкости инструмента до 5-7 мин.

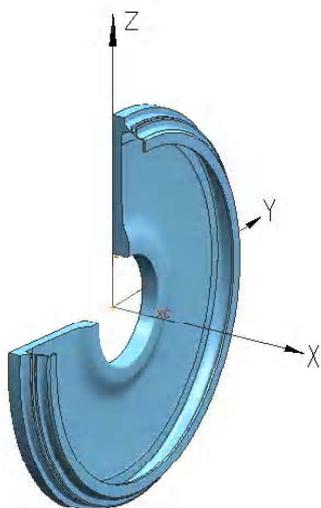


Рис. 1. Диск КВД авиационного двигателя

Точение жаропрочных сплавов сопровождается упрочнением (наклёпом) обрабатываемой поверхности, что приводит к увеличению сил резания и снижению стойкости инструмента. Характерными признаками износа твердосплавных пластин после обработки жаропрочных сплавов является износ по задней поверхности, лункообразование, выкрашивание, образование температурных микротрещин.

Выкрашивание режущей кромки, вызванное диффузионным износом, происходит при высокой температуре в результате взаимодействия однородных элементов обрабатываемой заготовки и инструмента. Износ по задней поверхности и образование проточин вызвал резкое ухудшение качества обрабатываемой поверхности. После точения твердым сплавом ВК10ХОМ по серийной технологии была получена шероховатость поверхности $Ra =$

12 мкм, вместо необходимой $Ra = 3,2$ мкм. Небольшие выкрашивания режущей кромки пластины привели к увеличению износа по задней поверхности и повысили шероховатость обработанной поверхности диска.

Снижение режущих свойств пластин, соответственно, вызывает увеличение сил резания, что приводит к возникновению растягивающих остаточных напряжений в поверхностном слое детали. Происходит деформация и коробление тонкостенной детали. Снижение или нейтрализация растягивающих остаточных напряжений после такой обработки является трудной задачей.

При анализе процесса принимался тезис о том, что пластины работали в условиях всестороннего сжатия и имели равнопрочную конструкцию. Коэффициент запаса прочности различных пластин принимался условно равным.

Проведенные исследования подтвердили, что высокие физико-механические свойства жаропрочного сплава ЭП-742ИД не позволяют в полной мере использовать для обработки однокарбидные твердые сплавы ВК10, ВК10ХОМ в виду их низких режущих свойств для этого материала.

При точении жаропрочного сплава на режущей кромке инструмента 1 (клин резания) (рис. 2) при обработке детали 2 происходит постоянное образование стружки 3, при котором одновременно осуществляются три процесса:

- пластическая деформация, за которой следует резание материала в плоскости точения;
- трение, производимое движением текущей стружки 3 и передней поверхностью режущей кромки инструмента 1, образующие касательные напряжения по передней поверхности.

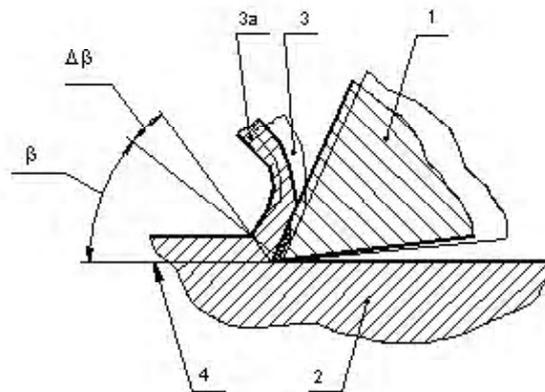


Рис. 2. Схема образования и удаления стружки при точении жаропрочного материала:
1 – инструмент; 2 – деталь; 3 – стружка; 3а – положение стружки при точении; 4 – плоскость резания; β – угол скалывания; $\Delta\beta$ – увеличение угла скалывания

Совершенно очевидно, что уменьшение сил трения по передней поверхности режущей пластины важно при низкоскоростной обработке как в исследуемом варианте и связано с образованием нароста в зоне режущей кромки.

- трение между обработанной поверхностью 2 и задней поверхностью режущей кромки инструмента 1 с заданным коэффициентом трения. Это вызывает возникновение нормальных и касательных напряжений, по величине зависящих от σ_{θ} материала. Интенсивность нормальных и касательных напряжений определяется как: $q_N = \sigma_{\theta}$, $q_{\tau} = 0,6 \sigma_{\theta}$, где q_N и q_{τ} – интенсивность нормальной и касательной распределённой нагрузки по задней поверхности пластины.

Свойства обрабатываемого материала оказывают прямое воздействие на повышение напряжений в плоскости сдвига и на усилия резания. Обрабатываемый материал оказывает сопротивление пластической деформации, которое зависит от свойств сплава, температуры и скорости изменения формы. Скорость изменения формы зависит от скорости резания и в целом, сопротивление изменения формы возрастает пропорционально скорости ее изменения.

Силы, приложенные на лезвие со стороны задней поверхности пластины (рис. 3), на первоначальном этапе процесса резания незначительны по сравнению с силами, приложенными к передней поверхности $N_{\text{п}}$ и F , и не оказывают заметного влияния на характер процесса резания. Однако, резание острозаточенной пластиной осуществляется лишь в течение короткого времени.

Вследствие изнашивания резца длина контакта его задней поверхности с поверхностью резания $f_{\text{зк}}$ возрастает, в результате чего увеличиваются силы, действующие на заднюю поверхность. Возникновение нормальной силы $N_{\text{з}}$ к задней поверхности лезвия обусловлено двумя причинами:

1) главная режущая кромка в реальных условиях не может быть абсолютно острой и всегда имеет некоторый радиус скругления r . По этой причине некоторый слой металла Δ подминается под режущую кромку, вследствие чего возникает нормальная сила $N_{\text{з}}$, действующая на заднюю поверхность лезвия;

2) под действием силы стружкообразования перед пластиной образуется поле сжимающих напряжений в направлении, совпадающем с силой $N_{\text{п}}$.

Поверхностный слой детали в процессе резания претерпевает неоднократное пластическое деформирование. Это приводит, в свою очередь, к изменению физико-механических свойств и структуры металла. Наиболее выраженным проявлением изменения свойств металла является наклёп.

Согласно дислокационной теории, упрочнение металла при наклёпе заключается в концентрации

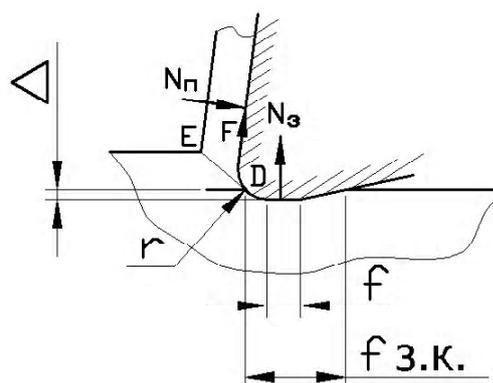


Рис. 3. Схема контактирования обрабатываемого материала с резцом и система действующих на него сил: N , F – нормальная и касательная силы; r – радиус скругления главной режущей кромки; $f_{\text{зк}}$ – длина контакта по задней поверхности (фаска износа); DE – плоскость сдвига; D – точка разделения металла на уходящий в стружку и подминаемый под заднюю поверхность; f – эффективная длина контакта; Δ – толщина подминаемого слоя металла

дислокаций около линий сдвигов. В результате увеличения плотности дислокаций и взаимодействия их силовых полей при пластическом деформировании происходит упрочнение металла. Склонность к механическому упрочнению материала в процессе обработки резанием является причиной повышенного абразивного износа задней поверхности инструмента. При резании возникает также адгезионное взаимодействие режущего материала с деталью. При скольжении одной поверхности по другой в процессе резания происходит непрерывный процесс возникновения и срезания адгезионных связей.

Поверхность инструмента по отдельным точкам истинного контакта находится под действием касательных напряжений, в результате чего частицы материала местами отрываются от поверхности. Геометрические размеры этих частиц зависят не только от уровня рассматриваемых скоростей резания, но также от физико-механических показателей обрабатываемого и инструментального материалов, структурных превращений в контактных поверхностях.

Полученные результаты исследования при обработке жаропрочных сплавов подтверждают активное проявление адгезионных процессов по задней и передней поверхности пластины. Эти процессы оказывают наибольшее влияние на фактическую стойкость режущего инструмента.

Как и все производители, на ОАО «Мотор Сич» постоянно ищут пути снижения производственных затрат. Достижение этих целей связано с внедрением новых технологий. Одним из примеров такой деятельности явилось проведение конкурсного тестирования режущих пластин инструментальных фирм

России, Швеции, Японии и Южной Кореи с целью выявления лучших в реальных условиях производства. Несмотря на то, что производители инструмента дают обстоятельные рекомендации по выбору марок сплавов в зависимости от обрабатываемого материала и режимов обработки, найти правильное решение потребителю достаточно сложно.

Главным критерием оценки явилась износостойкость инструмента с максимально достижимыми режущими свойствами при высоких долговременных показателях качества инструмента. При этом доминирующим критерием является гарантированная устойчивость процесса резания и высокое качество получаемых деталей. Жёсткие условия выдвигают ряд требований к твердосплавным пластинам, а именно: прочность при высоких температурах, высокая ударная вязкость, низкая теплопроводность, высокая твёрдость.

Для сравнительных испытаний был обработан диск КНД на токарном станке с ЧПУ MDW-20S из сплава ЭП-742ИД резцами с механическим креплением пластин фирм SANDVIK-COROMANT, MITSUBISHI, KORLOY. При выборе пластин учитывался ранее накопленный опыт точения жаропрочных сплавов. Были использованы пластины с PVD (Physical Vapor Deposition) покрытием (рис. 4), обеспечивающие наиболее устойчивые условия резания.

Покрытие PVD позволяет снизить склонность инструментального материала к схватыванию с обрабатываемым и имеет повышенную адгезию с инструментальной матрицей.

Для обеспечения одинаковых условий испыта-



Рис. 4. Структура твёрдого сплава с PVD покрытием

ний были приняты режимы резания по заводской серийной технологии: $V_{рез} = 15$ м/мин, $S_0 = 0,2$ мм/об, $t = 0,8$ мм. Обработка осуществлялась с применением СОЖ. Выполнялось черновое и чистовое точение (табл. 1).

Испытания показали, что твёрдый сплав фирмы SANDVIK-COROMANT GC1005, имеющий трёхслойное PVD покрытие из титано-алюминиевого нитрида с нитридом титана (TiAlN-TiN) толщиной 4 мкм, обладает высокой износостойкостью и прочностью. В комбинации с мелкозернистой основой сплав обеспечивает высокую остроту режущих кромок. Это позволило эффективно использовать его при обработке жаропрочного сплава.

Сплав фирмы KORLOY PC8010, имеющий трёхслойное покрытие из алюмонитрида титана (TiAlN), повышающее срок службы твердого сплава в 2-3 раза, уменьшает процесс наростообразования. Покрытие устойчиво к диффузионному износу и имеет повышенную устойчивость к выкрашиванию инструмента.

Сплав фирмы MITSUBISHI VP10RT имеет многослойное покрытие из алюмонитрида титана ((Al,Ti)N), позволяющее в высокотемпературной зоне резания (800-1000°C) обеспечить высокую стойкость и прочность режущей кромки.

Проведенные сравнительные испытания подтвердили, что при обработке сплава ЭП-742ИД пластина BK10XOM, вследствие значительного износа по задней поверхности, имеет низкую стойкость и режущие свойства. Это не позволяет выполнить требования чертежа по шероховатости и геометрической точности поверхностей (см. табл. 1).

В то же время, поверхности, обработанные твердосплавными пластинами фирмы SANDVIK-COROMANT, полностью удовлетворяют требованиям чертежа. Твердосплавные пластины фирмы MITSUBISHI, как показали исследования, имеют более высокую стойкость при черновом и чистовом точении. Твердосплавные пластины фирмы KORLOY полностью удовлетворяют требованиям по обработке сплава ЭП-742ИД как на черновом, так и на чистовом точении и ни по каким-либо параметрам не уступают тестируемым пластинам, а при чистовом точении имеют стойкость на 10-15 %

Таблица 1 – Результаты испытания пластин инструментальных фирм

№ п/п	Характеристика	BK10XOM	SANDVIK	MITSUBISHI	KORLOY
1.	Тип пластины	квадрат	SNMG120408-23	CNGG120408-MJ	SNMG120412-HS
2.	Материал пластины	BK10XOM	GC1005	VP10RT	PC8010
3.	Качество обработанной поверхности, Ra , мкм	12	1,6	1,25	1,6
4.	Износ режущ. кромки, мм	0,2	0,15	0,01	0,01
5.	Конусность обработанной поверхности на $L = 150$, мм	0,21	0,012	0,005	0,01
6.	Эллипсность обработанной поверхности на $L = 160$, мм	до 0,05	0,05	до 0,01	до 0,01
7.	Стойкость, T , мин	7	80	90	90

выше пластин SANDVIK-COROMANT, что сопоставимо по стойкости с пластинами фирмы MITSUBISHI.

Проведенные испытания показали, что все тестируемые пластины инструментальных фирм имеют значительно большую стойкость по сравнению со стойкостью твёрдого сплава BK10XOM.

Конструкция диска выявила необходимость применения специальной инструментальной оснастки взамен специальных резцов с напайными пластинами. Для этого была использована модульная инструментальная оснастка фирмы SANDVIK-COROMANT CoroCut SL с резовыми адапторами CoroTurn SL. Это дало возможность применения широкого ассортимента режущих головок для обработки внутренних профильных поверхностей. Соединение по рифлёному торцу такой оснастки позволило создать большое число комбинаций хвостовиков и режущих головок, с различным конструкторским исполнением. Этот тип соединения обеспечил более высокую жёсткость конструкции по сравнению с цельным инструментом, применяемым ранее.

Режущие головки с адаптерами (рис. 5), обладая универсальностью, могут быть использованы при обработке других деталей, имеющих аналогичную конструкцию. По мере износа режущая пластина державки подлежит замене.

Важным звеном в обработке диска является формообразование полотна. Тонкостенное полотно наиболее подвержено деформациям после механической обработки. Вопрос стойкости и режущих свойств твердосплавных пластин здесь является очень актуальным.

Для обработки полотна диска были применены державки фирмы KORLOY с ромбическими пластинами DNMG и углом при вершине 55° со стружколомами серии HS и HA, обеспечивающими большой позитивный передний угол пластины и устойчивый стружкоотвод по передней поверхности пластины. Форма передней поверхности пластин позволяет осуществлять устойчивое завивание стружки (рис. 6, 7).

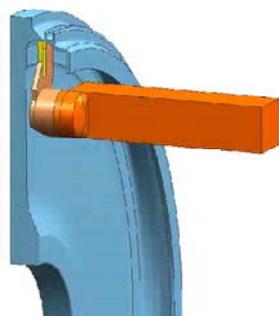


Рис. 5. Точение внутренней профильной части диска с помощью модульной инструментальной системы



Рис. 6. Форма стружколома HA для точения жаропрочных сталей

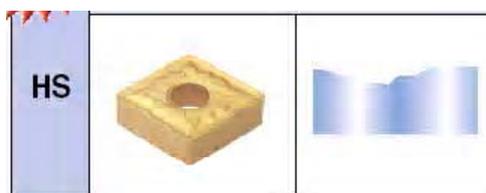


Рис. 7. Форма стружколома HS для точения жаропрочных сталей

Была пересмотрена технология обработки диска, а именно, изменено направление резания полотна, что дало возможность обеспечить максимальную жёсткость детали при обработке и применить пластины с задним углом 0° (пластины с N -углом) (см. рис. 8), усовершенствована траектория движения инструмента на других участках с учётом рекомендаций инструментальных фирм при резании жаропрочных сплавов.

При выборе режимов резания и материала режущей пластины, необходимо решать и технико-экономическую задачу. Соотношение между вложенными средствами и полученным результатом для потребителя имеет не последнее значение.

Так, предложенная фирмой SANDVIK-COROMANT

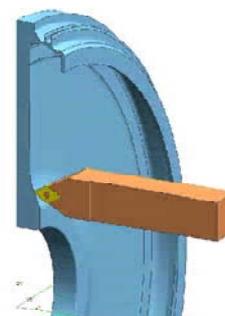


Рис. 8. Точение полотна диска резцом с ромбической пластиной

методика оценки себестоимости изготовления одной детали показывает, что при уменьшении инструментальных затрат на 30 % снижение себестоимости обработки составляет всего 1%, а при повышении скорости резания твердосплавными пластинами на 20 %, себестоимость обработки одной детали уменьшается на 15 %.

Методика расчёта учитывает многие составляющие, а именно: затраты на приобретение инструмента, затраты на переточку, стоимость машинного времени и эксплуатации основного оборудования, стоимость инструмента и др.

Принимая во внимание различные составляющие себестоимости можно спрогнозировать дальнейшие шаги по оптимизации всего процесса механической обработки деталей и рассчитать себестоимость изготовления партии деталей. Одним из существенных критериев снижения затрат, как показывает методика, является повышение скорости резания. Рекомендуемые режимы обработки для жаропрочных материалов при применении твердосплавных пластин инструментальных фирм позволяют выбрать наиболее оптимальные для достижения максимальной производительности с минимальными затратами.

При точении наружных поверхностей деталей из жаропрочных сплавов (HB250-300МПа) пластинами GC1005 компании SANDVIK-COROMANT рекомендуемая скорость резания составляет $V_{рез} = 90-175$ м/мин при подаче $S_0 = 0,1-0,5$ мм/об. При точении канавок скорость резания $V_{рез} = 55-90$ м/мин при подаче $S_0 = 0,05-0,3$ мм/об.

Компания KORLOY при полусточном точении деталей из жаропрочных сплавов материалом PC8010 рекомендует $V_{рез} = 130-160$ м/мин при $S_0 = 0,1-0,4$ мм/об.

При обработке твёрдым сплавом компании SANDVIK-COROMANT H13A жаропрочных сплавов на основе никеля с HB350МПа и подачей $S_0 = 0,1-0,3$ мм/об скорость резания рекомендуется $V_{рез} = 60-90$ м/мин. Для сплавов на основе кобальта с HB300МПа и $S_0 = 0,1-0,3$ мм/об скорость резания рекомендуется $V = 55-80$ м/мин. Все рекомендации даны при условии применения СОЖ.

Однако, рекомендуемые режимы не могут учесть всех технологических особенностей, влияющих на процесс резания, а именно жёсткость детали и системы СПИД, конструкцию приспособления, применяемое оборудование и др. Необходимость дифференцированного подхода по выбору режимов резания является актуальной задачей для технологов, занятых обработкой деталей из труднообрабатываемых сталей и сплавов. Важным

моментом является высокая стоимость и единичность обрабатываемых деталей. Эти обстоятельства требуют от технологов производить выбор инструментов и режимов резания особенно ответственно и целенаправленно.

Выводы

Тестируемые пластины инструментальных фирм показали высокие эксплуатационные характеристики и могут быть успешно использованы на разных стадиях производственного цикла при обработке деталей из жаропрочных сплавов с технически обоснованными режимами резания. Положительные результаты использования твердосплавных пластин дают основание для проведения расширенных испытаний с установлением оптимальных режимов резания и расчётом экономической эффективности их применения.

Список литературы

1. Богуслаев В.А., Муравченко Ф.М., Жеманюк П.Д. и др. Технологическое обеспечение эксплуатационных характеристик деталей ГТД. Лопатки компрессора и вентилятора, часть 1. Монография, г. Запорожье, изд. ОАО "Мотор Сич", 2003 г. – 396 с.
2. Макаров А.Д., Мухин В.С., Шустер Л.Ш.. Износ инструмента, качество и долговечность деталей из авиационных материалов. Уфа. – Учебное пособие, 1994г. – 368 с.
3. Левин М.Ю., Лобанов В.М., Гринберг П.Б. Прочность твердосплавных пластин для черновой обработки жаропрочных сплавов // Станки и инструмент, 1990 г. – №12 – С. 30-31.
4. Шатерин М.А., Ермолаев М.А., Самойленко В.Д. Силы и контактные нагрузки, действующие на заднюю поверхность режущего инструмента // Станки и инструмент, 1988 г. – №3. – С. 28-30.
5. Мурашкин Л.С., Мурашкин С.Л. Прикладная нелинейная механика станков. – Л.: Машиностроение, 1977. – 192 с.
6. Кушнер В.С., Левин М.Ю., Гринберг П.Б., Лобанов В.М. Оптимизация по критерию прочности формы режущих пластин для чернового точения труднообрабатываемых материалов // Авиационная промышленность, 1991 г. – №6. – С. 28-30.

Поступила в редакцию 23.02.2006 г.

Анонція: Розглянуто обробляємість та прогресивні засоби точіння дисків ГТД із жароміцних та титанових сплавів на верстатах з ЧПК токарної групи із застосуванням сучасного твердосплавного інструменту.

Abstract: Considered are the process end progressive methods for processing disks of aero-engines by of CNC-machines turning group with the use of modern carbide tools.

УДК 519.248

Г. В. Табунщик

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ РОБАСТНОГО ПЛАНИРОВАНИЯ ЭКСПЕРИМЕНТА В ЗАДАЧАХ ТЕХНИЧЕСКОЙ ДИАГНОСТИКИ

Аннотация: В статье рассмотрен альтернативный метод обучения, используемый для решения задач технической диагностики, при многомерном параметре оптимизации. В основе предложенного метода используется робастное планирование эксперимента.

Введение

Развитие средств вычислительной техники при решении задач диагностики, привело к повышенному спросу на такие технологии обработки данных как нечеткая логика, нейронные сети и уже производные от них нейро-нечеткие технологии [1].

Однако на эффективность результатов моделирования кроме методов восстановления зависимостей влияют такие факторы как адекватное понимание решаемой задачи, корректное проведение обучающего эксперимента и интерпретация результатов.

Этап планирования эксперимента (ПЭ) в большинстве случаев пропускается исследователем, хотя использование методов ПЭ позволило бы сэкономить необходимое время и ресурсы на проведение обучающего эксперимента.

Кроме вышесказанного использование теории ПЭ позволяет:

- раскрыть механизм процесса или явления, т.е. построить в условиях неопределенности модель;
- оптимизировать исследуемый технический объект, т.е. определить совокупность значений управляемых параметров, обеспечивающих экстремум выходной величины;
- выделить наиболее значимые факторы из большого числа исследуемых переменных;
- решить задачу идентификации;
- экстраполировать поведение объекта во времени и пространстве.

Рассмотрим подход к проведению обучающего эксперимента для решения задач диагностики при многомерном параметре оптимизации с использованием робастного планирования эксперимента.

Робастное планирование эксперимента

Робастное ПЭ позволяет заложить устойчивость отклика к шумовым воздействиям при проведении эксперимента [2].

При использовании РПЭ меняется традиционная схема планирования эксперимента, так как кроме матрицы планирования для исследуемых параметров используется матрица планирования для шум-факторов.

Под исследуемым техническим объектом в РПЭ понимается объект, схематическое изображение которого представлено на рис. 1, где X – входные параметры, H – исследуемые виды шумовых воздействий, ε – случайные возмущения, Y – показатель качества сложного технического объекта.

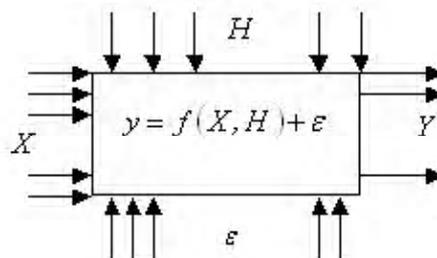


Рис. 1. Технический объект

В работе [3] предложена классификация шум-факторов в зависимости от направленности. То есть, из множества шумовых воздействий будем рассматривать подмножество шум-факторов $h = (h_1, h_2, h_3)$, где h_1 – шум, воздействующий на входные параметры; h_2 – шум, воздействующий на выходную характеристику; h_3 – шум, воздействующий на исследуемый сложный технический объект в целом.

В тех случаях, когда прямая направленность шумовых воздействий не известна, мы будем говорить о воздействии шумов на исследуемый технический объект в целом.

Пусть исследуемый технический объект в соответствии со стратегией робастного планирования эксперимента [2] описывается выражением:

$$y = f^T(X_1, \dots, X_m; H_1, \dots, H_p) \cdot \Theta^T + \varepsilon, \quad (1)$$

где y – зависимая переменная; Θ^T – вектор неизвестных параметров; $f^T(X_1, \dots, X_m; H_1, \dots, H_p) = \{f_1(X_1, \dots, X_m; H_1, \dots, H_p), \dots, f_k(X_1, \dots, X_m; H_1, \dots, H_p)\}$ – вектор известных функций; m – количество входных параметров; p – количество контролируемых шум-факторов.

Результаты N наблюдений y_1, \dots, y_N дают с ошибками ε_u ($u = 1, \dots, N$) значения

$$\eta_{ud} = \eta(X_{u1}, \dots, X_{um}; H_{1l}, \dots, H_{lp}), \quad (2)$$

где X_{u1}, \dots, X_{um} – значения, которые принимают соответственно переменные X_1, \dots, X_m в u -ом эксперименте; H_{1l}, \dots, H_{lp} – значения, которые принимают соответственно в l -ом опыте переменные, соответствующие шум-факторам H_1, \dots, H_p .

$$\mathbf{D}_X = \begin{bmatrix} X_{11} & \dots & X_{1m} \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ X_{n_1 1} & \dots & X_{n_1 m} \end{bmatrix},$$

используется МП для шум-факторов

где n_1, n_2 – соответственно количество опытов в МП для контролируемых параметров и шум-факторов.

Тогда

$$\mathbf{X}_H = \begin{bmatrix} f_1(X_{11}, \dots, X_{1m}; H_{11}, \dots, H_{1p}) & \dots & f_k(X_{11}, \dots, X_{1m}; H_{n_2 1}, \dots, H_{n_2 p}) \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ f_1(X_{n_1 1}, \dots, X_{n_1 m}; H_{11}, \dots, H_{1p}) & \dots & f_k(X_{n_1 1}, \dots, X_{n_1 m}; H_{n_2 1}, \dots, H_{n_2 p}) \end{bmatrix}$$

Запишем модель исследуемого технического объекта как:

$$\mathbf{Y} = \mathbf{X}_H \Theta + \varepsilon, \quad (3)$$

где ε – матрица неконтролируемых шум-факторов, для которых, как и ранее, будем полагать $E\varepsilon_i = 0$; $E\varepsilon_i \varepsilon_j = 0$; $E\varepsilon_i^2 = \sigma^2$ $i, j = 1, \dots, N$. Соответственно

$$\mathbf{Y} = \begin{bmatrix} y_{11} & \dots & y_{1n_2} \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ y_{n_1 1} & \dots & y_{n_1 n_2} \end{bmatrix}. \quad (4)$$

Для обработки результатов робастного эксперимента разработаны методы анализа для отклика, измеренного с использованием количественных шкал [3]. Рассмотрим, как возможно использовать РПЭ для решения задачи обучения, где отклик

представлен в номинальных или порядковых шкалах.

Метод формирования плана эксперимента для нечислового отклика.

Изложенный выше метод робастного планирования эксперимента возможно применить для решения задачи обучения, когда необходимо классифицировать объект при многомерном параметре оптимизации. Для данной задачи будем рассматривать многомерность отклика как шум фактор \mathbf{h}_2 .

Для исследуемых признаков построим МП для контролируемых параметров \mathbf{D}_X , где m – количество признаков и n_1 – необходимое количество экземпляров с соответствующими значениями признаков.

Для многомерного параметра оптимизации строим МП для шум факторов \mathbf{D}_H . Для каждого отклика МП \mathbf{D}_X формируем матрицы Z_j

$$Z_j = \begin{bmatrix} z_{11} & \dots & z_{1q} \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ z_{n_1 1} & \dots & z_{n_1 q} \end{bmatrix},$$

где q – количество откликов, z_{kl} – значение классов исследуемых экземпляров, $k = 1, \dots, q$, $l = 1, \dots, n_1$, $j = 1, \dots, p$.

Поскольку значения классов представлены в номинальных или порядковых шкалах, то для формирования МП \mathbf{D}_H возможно использовать таблицы сопряженности.

Одним из свойств таблиц сопряженности является то, что, матрицы эксперимента, построенные на их основании, представляют планы полного факторного эксперимента, в которых присутствуют все варианты сочетаний значений уровней между собой и вследствие этого все главные эффекты и эффекты взаимодействий ортогональны между собой [4].

Используя таблицы сопряженности, формируем матрицу шум факторов, путем преобразования Z_1, \dots, Z_p . Тогда для МП, D_H если классов всего два (например "годен/брак"), значение $n_2 = 2^p$ и в качестве значения y_{ij} из выражения (4) будет выступать количество экземпляров отнесенных к соответствующему классу для каждого отклика.

Количество исследуемых экземпляров возможно сократить, если в качестве МП D_X и D_H будут использоваться ортогональные таблицы.

После данного преобразования y_{ij} представляет собой количественную величину и для дальнейшего анализа данных возможно использовать

традиционные методы анализа робастных экспериментов [3], на основании которых будут выбираться значения признаков, по которым будут сформированы центры классов.

Выводы

Использование теории планирования эксперимента при выполнении исследований в различных отраслях промышленности позволяет сократить объем исследуемых данных и, соответственно, время и ресурсы, необходимые исследователю на проведение эксперимента.

В работе предложен метод решения задачи обучения для многомерного отклика. Данный метод основан на использовании робастного планирования эксперимента, где многомерный отклик выступает в качестве шум-фактора. Кроме этого преимуществом использования методов ПЭ является то, что они позволяют сократить объем выборки, необходимой для проведения обучающего эксперимента при решении задач диагностики.

Список литературы

1. Дубровин В.И., Субботин С.А., Богуслаев А.В., Яценко В.К. Интеллектуальные средства диаг-

ностики и прогнозирования надежности авиадвигателей. Запорожье:ОАО "Мотор-Сич", 2003. – 279 с.

2. Дубровин В.И, Табунщик Г.В. Методи проектування виробів і процесів з мінімальними варіаціями //Комп'ютерні системи проектування. Теорія і практика. Вісник Державного університету "Львівська політехніка", № 373. – Львів:Держ.ун-т "Львівська політехніка". – 1999. – С. 15-19.
3. Табунщик Г.В. Робастное планирование эксперимента в задачах моделирования технических объектов // Радиоэлектроника. Информатика. Управління. – 2004. – № 1. – С. 90-94.
4. Флейс Дж. Статистические методы для изучения таблиц долей и пропорций. – М.: Финансы и статистика, 1989. – 319 с.

Поступила в редакцию 03.04.2006 г.

Анотація: У статті розглянуто альтернативний метод навчання, що використовується при вирішенні завдань технічної діагностики, при багатовимірному параметрі оптимізації. В основі запропонованого методу використовується робастне планування експерименту.

Abstract: Alternative learning method for technical diagnostics in the tasks with the multidimensional response is considered in the article. Offered by the author method based on the robust experimental design.

УДК 669.2/.8-034.7

В. А. Шаломеев, Н. А. Лысенко, В. В. Лукинов, И. Д. Быков, Э. И. Цивирко

РАФИНИРОВАНИЕ МАГНИЕВОГО СПЛАВА МЛ-5 ДЛЯ ОТВЕТСТВЕННОГО АВИАЦИОННОГО ЛИТЬЯ

Аннотация: Разработана и опробована технология рафинирования сплава МЛ-5, обеспечивающая повышение качества авиационного литья за счет получения мелкозернистой структуры отливок и повышения их физико-механических свойств.

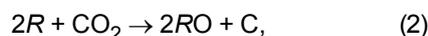
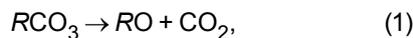
Повышение надежности работы авиационных двигателей определяется качеством составляющих его изделий. Поэтому качеству литых деталей для авиации уделяется особое внимание [1].

Для получения ответственного магниевого литья применяют сплавы МЛ-5, МЛ-10 и др., производство которых включает в себя выплавку сплава в индукционных, газовых печах, обработку жидкого расплава флюсом ВИ-2, заливку форм и термическую обработку.

С целью повышения качества ответственных авиационных отливок из сплава МЛ-5, проводили исследование по рафинированию расплава с помощью фильтров, состоящих из различных материалов. Пригодность различных модификаторов в качестве фильтра определяется основными требованиями [2]:

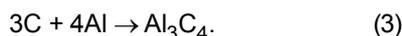
1. Инертность фильтра по отношению к компонентам сплава.
2. Стабильный эффект рафинирования.
3. Возможность легкого дробления и отсева.
4. Достаточная механическая прочность.
5. Низкая стоимость и недефицитность.

Исходя из данных требований, были выбраны такие материалы фильтра: известняк, магнезит, графит (электродный бой), наиболее широко распространенные в отечественной промышленности. Действие первых двух связано с протеканием следующей реакции:



где R – металлическая составляющая.

Образующийся углерод, равно, как и углерод из электродного боя, взаимодействует с алюминием по реакции:



Образовавшаяся взвесь карбида алюминия вызывает эффект модифицирования. При этом, мельчайшие кристаллы карбида алюминия образуют ромбоэдрическую слоистую решетку и имеют конфигурацию дигексагональных пирамид (рис. 1). Как видно, основание пирамид в проекции представляет собой правильный шестигранник, подобный

основанию призм, образующихся при кристаллизации сплава. Различие периодов в пределах комплекса составляет 3,5 % [3].

С целью проверки рафинирующего эффекта различных фильтров, готовили металл по стандартной технологии. Предварительно нагретый до температуры 500 °С материал фильтра гранулярностью 10...50 мм. засыпали на сетку съемной литниковой чаши высотой 100 мм (рис. 2), установленной над стояком литейной формы для получения литых образцов. Для сравнения заливали образцы с различными материалами фильтра: 1 вариант – 100 % магнезит, 2 вариант – 100 % графит, 3 вариант – 100 % известняка, 4 вариант – (33 % магнезита + 33 % графита + 33 % известняка). Дополнительно были залиты образцы по серийной технологии – вариант 0 (без фильтра).

В объем исследования входило определение химического состава, изучение микроструктуры и физико-механических свойств образцов.

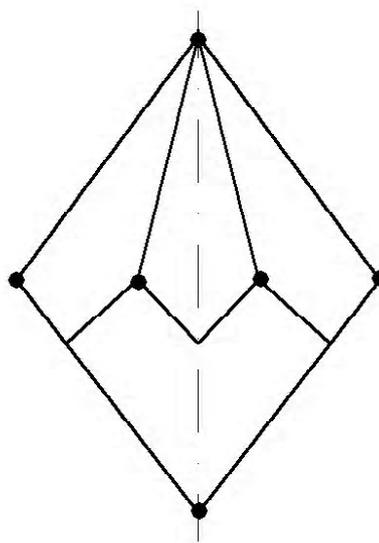


Рис. 1. Схема сопрягающегося комплекса атомов кристаллической решетки карбида алюминия

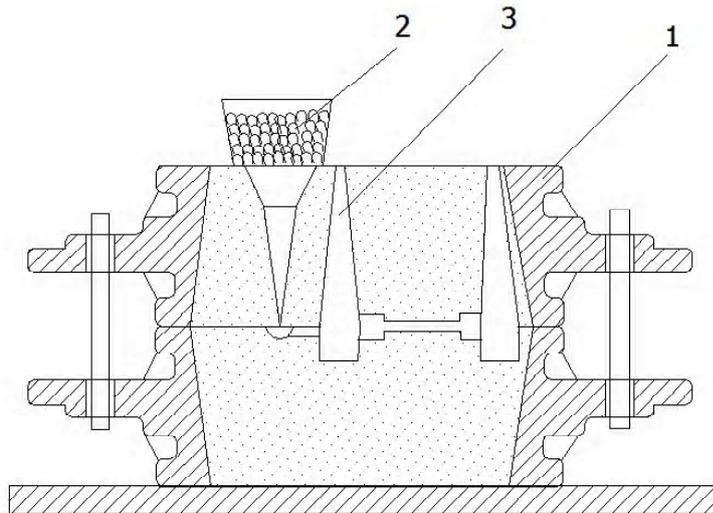


Рис. 2. Схема литейной формы с фильтром для получения образцов: 1 – опка, 2 – съемная литниковая чаша с фильтрующим материалом, 3 – полость формы

Временное сопротивление разрыву (σ_g) и относительное удлинение (δ) при комнатной температуре определяли на образцах диаметром 12 мм, термообработанных по режиму Т6 (закалка с температуры 415 ± 5 °С (время выдержки 15 часов) – охлаждение на воздухе; старение при температуре 200 ± 5 °С (время выдержки 8 часов) – охлаждение на воздухе) на разрывной машине Р5. Физическую плотность определяли на аналитических весах АW-21 методом взвешивания образцов в воде и на воздухе.

Микроструктуру изучали методом оптической микроскопии ("Neofot 32") на термически обработанных образцах до и после травления в реактиве:

- азотная кислота – 1 %;
- уксусная кислота 20 %;
- дистиллированная вода 19 %;
- этиленгликоль – 60 %.

Микрорентгеноспектральный анализ структурных составляющих осуществляли на электронном микроскопе "JSM-6360LA".

Химический состав исследуемого сплава после различных вариантов фильтрации удовлетворяет требованиям ГОСТ 2856-79 и по содержанию основных элементов находится примерно на одном уровне (таблица 1).

Металлографическим исследованием установлено, что структура сплава без фильтрации представляла собой δ -твердый раствор, упрочненный интерметаллидной фазой γ (Mg_4Al_3), с наличием небольшого количества эвтектики $\delta + \gamma$ (Mg_4Al_3) и марганцевистой фазы (рис. 3, а).

Фильтрация сплава через магnezит, известняк и графит способствовала измельчению как микрoзерна, так и эвтектики [$\delta + \gamma$ (Mg_4Al_3)] (рис. 3, б; в; г). Величина зерна в опытных сплавах в $\sim 2,5 \dots 8,5$ раз меньше, чем в серийном металле (вариант 0) – уменьшается от 1-го к 3-му вариан-

ту.

Максимальное измельчение зерна наблюдается при фильтрации по 4-му варианту (33% магnezита + 33 % графита + 33 % известнякa). При этом, величина микрoзерна была в $\sim 1,5 \dots 4,0$ раза меньше, чем при других вариантах фильтрации и более чем в 8 раз меньше размеров зерна серийного металла (рис. 3, д).

Микрорентгеноспектральный анализ показал, что после рафинирования интерметаллидная фаза γ (Mg_4Al_3) дополнительно содержит марганец и углерод (рис. 4).

Анализ результатов физико-механических свойств позволил установить, что проведение фильтрации расплава с использованием фильтров (варианты 1...4), повышало как прочностные (σ_g), так и пластические (δ) характеристики в сравнении с нерафинированным сплавом. Наиболее высокие значения механических свойств получены на образцах, рафинированных фильтром 33 % магnezита + 33 % графита + 33 % известнякa (вариант 4) (таблица 2).

Таблица 1 – Химический состав сплава МЛ5 после различных вариантов фильтрации*)

Вариант фильтрации	Массовая доля элементов, %			
	Al	Mn	Zn	Fe
0	8,60	0,20	0,32	0,01
1	8,65	0,26	0,33	0,022
2	8,65	0,26	0,32	0,023
3	8,70	0,29	0,33	0,025
4	8,60	0,31	0,30	0,026
Нормы ГОСТ 2856-79	7,5...9,0	0,15...0,5	0,2...0,8	$\leq 0,06$

*) – Массовая доля меди не превышает 0,01 %, кремния – 0,05 %

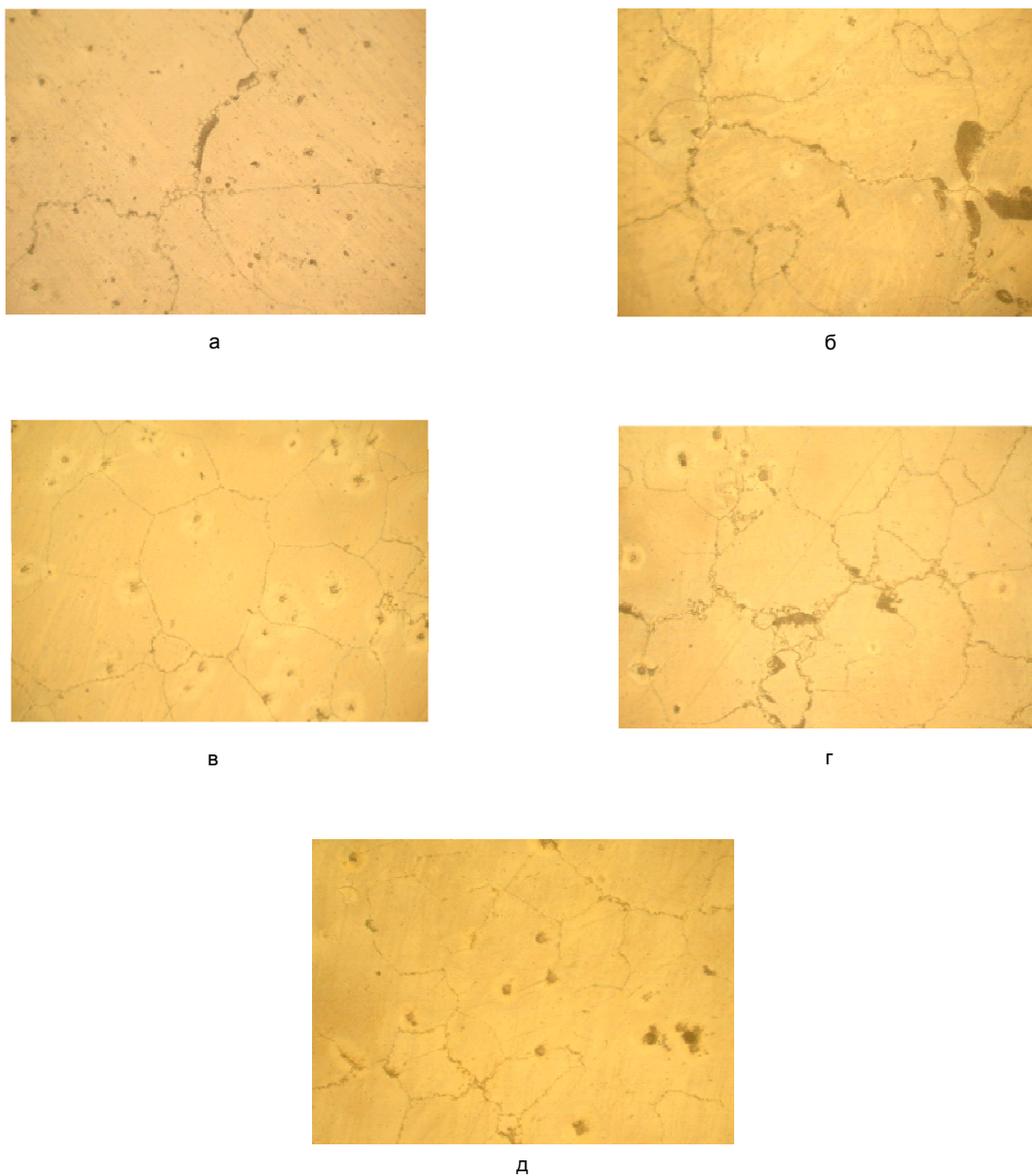


Рис. 3. Микроструктура термообработанного сплава МЛ-5 после фильтрации расплава по вариантам ($\times 200$):
а – без использования фильтра – 0;
б – магнезит – 1;
в – графит – 2;
г – известняк – 3;
д – 33% магнезита + 33 % графита + 33 % известняка – 4

Таблица 2 – Физико-механические свойства сплава МЛ-5 после различных вариантов фильтрации

Вариант рафиниров.	Физико-механические свойства при комнатной температуре		
	$\sigma_{в}$, МПа	δ , %	Физическая плотность, г/см ³
0	185,0	6,2	1,6858
1	232,0	9,2	1,6980
2	225,0	7,3	1,6753
3	246,0	9,8	1,6876
4	275,0	12,8	1,7067

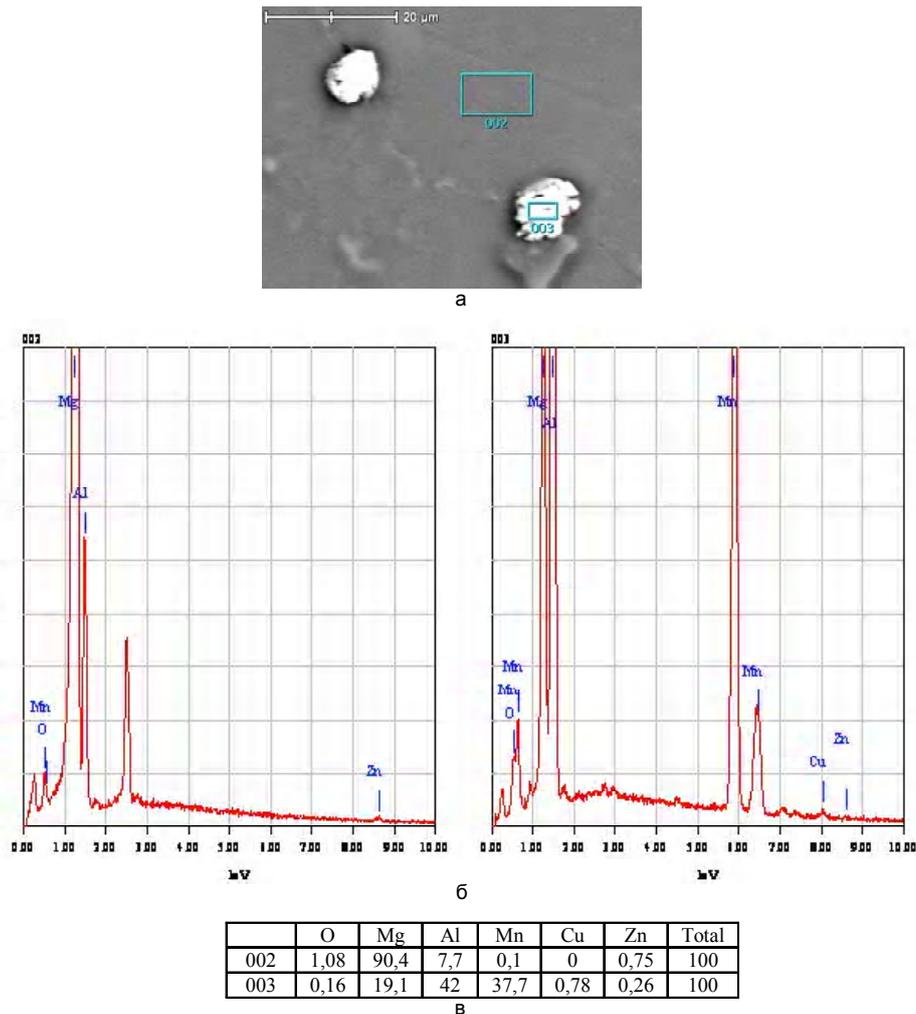


Рис. 4. Состав матрицы (002) и интерметаллидной фазы (003) рафинированного сплава МЛ5

Выводы

1. Опробованы различные фильтрующие материалы для отливок из сплава МЛ-5. Установлено, что применение известняка, графита, и магнезита способствуют измельчению микрзерна и повышению его физико-механических свойств.
2. Опробован комплексный фильтр (33% магнезита + 33% графита + 33% известняка), обеспечивающий более высокие свойства литого сплава МЛ-5.

Список литературы

1. Жеманюк П.Д., Клочихин.В.В., Цивирко Э.И., Драчевский А.Ю. Комплексная проба для оценки качественных показателей магниевых сплавов, отлитых под давлением // Новые материалы и технологии в металлургии и машиностроении – Запорожье : ЗНТУ. – №2 – 2002. – С. 41-45.

2. Молчанов М.Д. Модифицирование и исследование процессов фильтрации магниевых сплавов // Исследование процессов литья алюминиевых, магниевых и титановых сплавов: Сб. научных трудов. – Москва: МАТИ. – 1969, С. 72-86.
3. Шаров М.В. Обработка магниевых сплавов в жидком состоянии // Диссертация. –Москва: МАТИ, 1951.

Поступила в редакцию 20.03.2006 г.

Анотація: Розроблена і випробувана технологія рафінування сплаву МЛ-5, що забезпечує підвищення якості авіаційного лиття за рахунок одержання дрібнозернистої структури виливків і підвищення їхніх фізико-механічних властивостей.

Abstract: The technology of refinement of alloy МЛ-5, providing improvement of quality of aviation moulding due to reception of fine-grained structure of cast details and increases of their physicomechanical properties is developed and tested.

УДК 621.165; 621.438

А. Д. Коваль, В. И. Шмырко

КОМПЛЕКСНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ СВОЙСТВ ЖАРОПРОЧНЫХ СПЛАВОВ ЖС6К, ВЖЛ-12У, ЭП-957ВД, ЗМИ-3, ЗМИ-3У

Аннотация: Проведены комплексные исследования коррозионной стойкости образцов жаропрочных сплавов ЖС6К, ВЖЛ-12У, ЭП-957ВД, ЗМИ-3, ЗМИ-3У в различных агрессивных средах. Анализ зависимости скоростей коррозии образцов от температуры позволяет рекомендовать сплавы ЗМИ-3, ЗМИ-3У для длительной эксплуатации при температуре до 900 °С, а сплавы ЖС6К, ВЖЛ-12У, ЭП-957ВД – ниже 725 °С

Как отмечалось ранее, наиболее значимыми свойствами, влияющими на надежность и длительную эксплуатацию лопаток турбин, является сопротивляемость жаропрочного сплава длительному коррозионному воздействию с одновременной высокой жаропрочностью.

Сопротивление агрессивному воздействию может быть значительно увеличено за счет обоснованного выбора эффективных коррозионностойких защитных покрытий. Однако, как свидетельствует опыт эксплуатации лопаток с покрытиями, в процессе их работы возможны нарушения целостности покрытия вследствие эрозии и механического воздействия инородных твердых частиц, а также наблюдается непрерывное утонение защитного слоя под действием газового потока.

Для оценки возможности применения сплавов в качестве материала рабочих лопаток стационарных газовых турбин и прогноза долговечности необходимы данные, в комплексе характеризующие коррозионную повреждаемость сплавов и защитных покрытий, снижение прочностных свойств под воздействием сред различной агрессивности. Имеющиеся к настоящему времени результаты исследований позволяют осуществить сравнительную оценку свойств различных сплавов, но недостаточны для прогноза долговечности рабочих лопаток в зависимости от эксплуатационных условий.

Экспериментальные исследования коррозионной стойкости сплавов и защитных покрытий проводили в расплаве солей и в синтетической золе по методике, разработанной Никитиным В.И. и широко применяемой в отрасли.

С учетом реальных условий эксплуатации лопаток газовых турбин эксперименты проводили при температурах 800, 850, 900 °С. Продолжительность выдержек образцов в контакте с синтетической золой газотурбинного топлива – 66,2% Na₂SO₄; 20,4% Fe₂O₃; 8,3% NiO; 3,3% CaO; 1,8% V₂O₅ при каждой температуре составляла 100, 200, 500, 1000 и 2000 часов. По результатам испытаний определяли кинетические зависимости потери массы, глубины суммарного коррозионного проникно-

вения от времени выдержек сплавов в контакте с коррозионной средой. Влияние температуры на скорость сульфидно-окисной коррозии оценивали в температурном интервале 500-900 °С и выдержке 500 часов.

Результаты испытаний образцов сплавов ЖС6К, ВЖЛ-12У, ЭП-957ВД, ЗМИ-3, ЗМИ-3У в расплаве солей 75% Na₂SO₄ + 25% NaCl при температуре 850 °С в течение 24 часов приведены на рис. 1.

Анализируя характер разрушения образцов и значения убыли массы следует отметить, что наиболее сильному коррозионному повреждению подвержен сплав ЖС6К. В процессе испытаний на об-

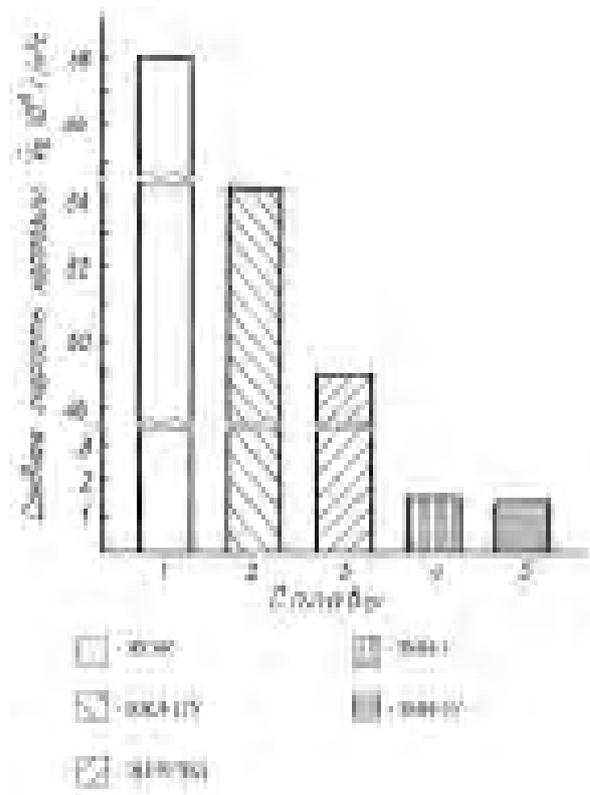


Рис. 1. Сравнительная коррозионная стойкость сплавов в расплаве солей при температуре 850 °С и выдержке 24 часа

разцах из сплава ЖС6К образовался толстый слой рыхлой окалины зеленого цвета, легко отслаивающийся пластинками. На отдельных участках образцов глубина суммарного коррозионного проникновения достигала 1,6-1,9мм, при этом средняя скорость коррозии составила $6,8 \cdot 10^{-3}$ г/м² с. Близкий по содержанию основных легирующих элементов сплаву ЖС6К – сплав ЭП-957ВД корродирует с меньшей скоростью ($4,9 \cdot 10^{-3}$ г/м² с), что может быть связано с положительным влиянием иттрия и циркония на высокотемпературную коррозионную стойкость никелевых сплавов.

Сильному воздействию ВТК были подвержены также образцы из сплава ВЖЛ-12У. Для образцов данного сплава наиболее характерно скалывание

крупных фрагментов поверхности, что привело к значительному разбросу значений удельных потерь массы и глубины суммарного коррозионного проникновения.

Рентгеноструктурный фазовый анализ показал, что на образцах из сплавов ЖС6К, ВЖЛ-12У образуются продукты коррозии аналогичного состава. Главной особенностью строения слоя продуктов сульфидно-окисной коррозии данных жаропрочных сплавов (рис. 2) является наличие внутреннего тонкого (10-20 мкм) подслоя, расположенного со стороны металла. В этом подслое наблюдается высокое содержание никеля и серы, а также наличие включений смешанных сульфидов хрома, титана, никеля. Наружный подслой содержит большое ко-

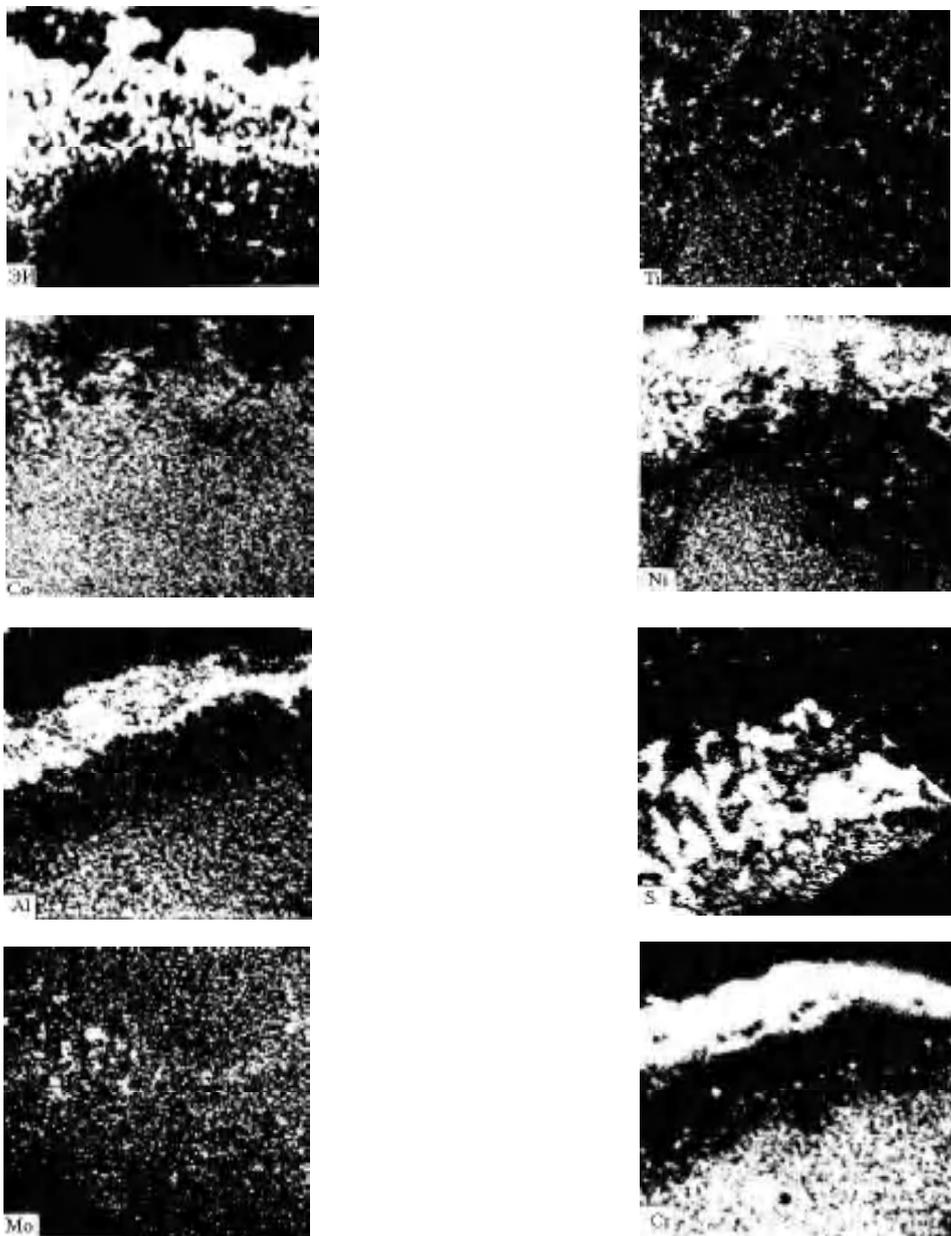


Рис. 2. Распределение легирующих элементов в поверхности слое образцов сплава ЖС6К

личество окислов никеля, а также окислы титана, алюминия, молибдена, хрома.

Наилучшей коррозионной стойкостью обладают сплавы ЗМИ-3, ЗМИ-3У, при этом значения удельных потерь массы и глубины суммарного коррозионного проникновения характеризуются более высокой стабильностью, по сравнению с результатами исследований образцов из сплавов ЖС6К, ВЖЛ-12У. В процессе испытаний на поверхности сплавов ЗМИ-3, ЗМИ-3У образуется плотная пленка продуктов коррозии, хорошо сцепленная с основным металлом. Глубина суммарного коррозионного проникновения на образцах ЗМИ-3, ЗМИ-3У не превышала 20 мкм, а средняя скорость коррозии почти на порядок ниже скорости коррозионного повреждения сплава ЖС6К (см. рис. 1)

Металлографические исследования поверхностных слоев подтверждают различие коррозионной повреждаемости сплавов ЖС6К, ВЖЛ-12У, ЭП-957ВД и сплавов ЗМИ-3, ЗМИ-3У. На образцах ЖС6К в условиях ВТК формируется слой продуктов коррозии значительной глубины. В окалине образцов ЭП-957ВД содержится большое количество сульфидов, однако тенденции к катастрофическому разрушению поверхности, характерной для сплавов ЖС6К, ВЖЛ-12У, не отмечается. Сульфидно-окисная коррозия образцов ЗМИ-3, ЗМИ-3У протекает равномерно, сопровождается образованием обезлегированного слоя толщиной не более 10 мкм.

Таким образом, ускоренные испытания образцов в расплаве солей при температуре 850°С в течение 24 часов показали, что коррозионная стойкость сплавов ЗМИ-3, ЗМИ-3У, определенная по удельным потерям массы, в 20-30 раз выше, чем стойкость группы сплавов ЖС6К, ВЖЛ-12У. Сплав ЭП-957ВД по уровню стойкости занимает промежуточное значение. Для сплавов ЖС6К, ВЖЛ-12У характерен значительный разброс результатов, особенно глубины суммарного коррозионного проникновения, что не позволяет использовать их для длительного прогноза свойств в коррозионно-активных средах.

Значительно меньшим разбросом, как по удельным потерям массы, так и по глубине суммарного коррозионного проникновения, характеризовались результаты, полученные в условиях имитации коррозионного воздействия с использованием синтетической золы газотурбинного топлива и выдержкой образцов в течение 100, 200, 500, 1000 и 2000 часов при температурах 800, 850°С.

Отличающийся уровень и наклон характеристик, полученных в результате испытаний образцов в золе газотурбинного топлива, указывает на различие скоростей коррозии сплавов ЖС6К, ВЖЛ-12У, ЭП-957ВД, ЗМИ-3У возрастающее с увеличением температуры и с течением времени. Наилучшей

коррозионной стойкостью во всем диапазоне температур обладает сплав ЗМИ-3У, образцы которого на всех временных базах, в том числе и максимальной – 2000 часов, испытывают наименьшие потери массы. При температуре 800°С и продолжительности 100 часов удельные потери масс образцов сплавов ЗМИ-3У и ВЖЛ-12У отличаются примерно в 15 раз, а ЭП-957ВД – в 5 раз. С увеличением температуры на 50°С, удельные потери масс образцов сплава ЭП-957ВД в 15 раз выше, чем сплава ЗМИ-3У, коррозионная стойкость образцов сплава ВЖЛ-12У в 50 раз ниже по сравнению с ЗМИ-3У.

В тоже время отличие глубины суммарного коррозионного проникновения на образцах сплавов ЗМИ-3, ЗМИ-3У и ЖС6К, ВЖЛ-12У, ЭП-957ВД не столь существенно. Так, в результате воздействия синтетической золы газотурбинного топлива в течение 100 часов ($t = 800^{\circ}\text{C}$) коррозионному повреждению был подвержен слой, толщиной 0,4-0,6 мм на образцах сплава ЖС6К и 0,1-0,2 мм – на образцах ЗМИ-3, ЗМИ-3У. С увеличением времени испытаний до 1000 часов отличие по глубине коррозионного проникновения между сплавами ЖС6К, ВЖЛ-12У и ЗМИ-3У составило 3-4 раза.

При температуре 850°С наблюдается увеличение интенсивности коррозии образцов из сплава ЖС6К, что привело к разрушению их через 200 часов. Испытанные в течение 1000 часов образцы ЭП-957ВД подвержены локальной коррозии с образованием язвенных повреждений, глубиной до 1,1-1,25 мм и охватывающих значительную площадь образцов. В то же время, на образцах из сплавов ЗМИ-3, ЗМИ-3У формируется плотный слой оксисульфидов толщиной не более 0,7 мм, что связано с особенностями химического состава данных материалов.

Рентгеноструктурный фазовый анализ выявил в качестве основной структурной составляющей продуктов коррозии сплавов ЖС6К, ВЖЛ-12У, ЭП-957ВД оксид Ni, шпинель $\text{NiO} \cdot \text{Cr}_2\text{O}_3$ и малое количество Cr_2O_3 . В окалине ЖС6К идентифицируются также соединения $\text{NiO} \cdot \text{Al}_2\text{O}_3$, NiMoO_4 , наличие которых всегда указывает на увеличение скорости сульфидно-окисной коррозии. В отличие от сплавов ЖС6К, ВЖЛ-12У, ЭП-957ВД в продуктах коррозии, образующихся на образцах сплавов ЗМИ-3У, идентифицируется в основном оксид Cr_2O_3 , что предопределяет равномерное протекание сульфидно-окисной коррозии, без образования язв и растрескивания основного металла.

Из зависимости удельных потерь массы образцов от температуры испытаний видно, что для всех исследуемых сплавов характерным является наличие двух зон – высоко- и низкотемпературной коррозии. В результате испытаний образцов в низкотемпературной зоне на их поверхности образуется тонкая плотная пленка продуктов коррозии. Наружная часть

продуктов коррозии на образцах ЗМИ-3, ЗМИ-3У состоит в основном из оксида хрома Cr_2O_3 , а на образцах сплавов ЖС6К, ВЖЛ-12У, ЭП-957ВД – из оксида хрома и шпинели хрома и алюминия. Продукты коррозии всех исследуемых сплавов содержат также разобщенные стабильные хромотитановые и хромотитаноникелевые сульфиды.

В интервале температур 650-700 °С повышение диффузионной активности серы и кислорода на границе металл-среда предопределило незначительное увеличение слоя продуктов коррозии на образцах ЗМИ-3, ЗМИ-3У и обширное, толщиной до 0,2-0,3 мм, окалинообразование на образцах сплавов ЖС6К, ВЖЛ-12У, ЭП-957ВД.

Температура 725 °С для сплавов ЖС6К, ВЖЛ-12У и 900 °С для сплава ЭП-957ВД является критической, после чего развивается катастрофическое разрушение поверхности, которое обусловливается ослаблением сил сцепления между продуктами коррозии и металлической матрицей в сочетании с быстрым продвижением фронта коррозии в глубь металла. Из экспериментальных данных следует, что переход от низко- к высокотемпературной, катастрофической коррозии отражается переломом линий, на графике $\lg q - 1/T$.

Различие в интенсивностях высоко- и низкотемпературной коррозии проявляется у сплавов ЖС6К (при температуре 700 °С потери массы составляют $9,4 \cdot 10^{-4}$ г/м²с, при 800 °С – $6,9 \cdot 10^{-2}$ г/м²с). Существенное преимущество сплава ЗМИ-3У по отношению к ЖС6К, ЭП-957ВД заключается в более высокой критической температуре, равной 900 °С. Следовательно, при температуре 800

°С, близкой к рабочим температурам эксплуатации лопаток, сплав ЗМИ-3У находится в зоне низкотемпературной коррозии, а сплавы ЖС6К, ВЖЛ-12У, ЭП-957ВД – в зоне высокотемпературной катастрофической коррозии.

Таким образом, анализ зависимостей скоростей коррозии образцов в синтетической золе от температуры позволяет рекомендовать сплавы ЗМИ-3, ЗМИ-3У для длительной эксплуатации при температурах до 900 °С, а сплавы ЖС6К, ВЖЛ-12У – ниже 725 °С. В целом по результатам кинетических и температурных исследований в ряду по уменьшению ВТК- стойкости сплавы располагаются в следующем порядке: ЗМИ-3У, ЗМИ-3, ЭП-957ВД, ВЖЛ-12У, ЖС6К.

Поступила в редакцию 17.04.2006 г.

Анотація: Проведено комплексні дослідження корозійної стійкості зразків жароміцних сплавів ЖС6К, ВЖЛ-12У, ЭП-957ВД, ЗМИ-3, ЗМИ-3У в різноманітному агресивному середовищі. Аналіз залежності швидкості корозії зразків від температури дає можливість рекомендувати сплави ЗМИ-3, ЗМИ-3У для тривалої експлуатації при температурі до 900°С, а сплави ЖС6К, ВЖЛ-12У, ЭП-957ВД – нижче 725 °С.

Abstract: Complex research of corrosion resistance for super alloys ЖС6К, ВЖЛ-12У, ЭП-957ВД, ЗМИ-3, ЗМИ-3У in different aggressive medium was carried out analysis of relationship of corrosion rate to temperature enables to recommend ЗМИ-3, ЗМИ-3У alloys prolong operation in temperatures of 900 °С and ЖС6К, ВЖЛ-12У, ЭП-957ВД in a lower temperature of 725 °С.

УДК 669.8

Н. Е. Калинина, О. А. Кавац, А. К. Федючук

МИКРОЛЕГИРОВАНИЕ СТРОНЦИЕМ ЛИТЕЙНЫХ АЛЮМИНИЕВЫХ СПЛАВОВ, ПРИМЕНЯЕМЫХ В РАКЕТНО-КОСМИЧЕСКОЙ ТЕХНИКЕ

Аннотация: Рассмотрены литейные алюминиевые сплавы для отечественной и зарубежной ракетно-космической техники. Представлены существующие и возможные способы повышения механических характеристик сплавов. Приведены результаты исследований по микролегированию стронцием сплава АЛ4. Показаны структуры до и после модифицирования, оптимизировано содержание легирующего элемента с целью улучшения механических характеристик литейного сплава.

Вступление

Разработка новых узлов ракетно-космической техники ставит задачи повышения конструкционной прочности и коррозионной стойкости литейных алюминиевых сплавов. В отечественном ракетостроении применяют литейные алюминиевые сплавы АЛ4 и АЛ4С, из которых отливают детали типа "корпус" и "входной патрубков" турбонасосного агрегата ракетных двигателей. Химические составы указанных сплавов приведены в таблице 1.

Существуют аналоги отечественных силуминов, которые применяются в зарубежной ракетно-кос-

мической технике. В ракетах на жидком топливе фасонные отливки получают [1] из алюминиевых сплавов марок С355, А356, А357, 354, 357 и 359, химические составы которых приведены в таблице 2.

Из приведенных зарубежных сплавов наиболее широко применяется в ракетной технике сплав А357, который имеет высокую пластичность в сочетании с удовлетворительными литейными свойствами: $\sigma_B = 343$ МПа; $\sigma_{0,2} = 274$ МПа; $\delta = 5$ %.

Таблица 1 – Химические составы сплавов АЛ4 и АЛ4С

Марка сплава	Массовая доля элементов, %					
	Al	Si	Mg	Mn	Fe	Sb
АЛ4	Основа	8,0-10,5	0,17-0,35	0,2-0,5	до 1,0	-
АЛ4С	Основа	8,5-10,0	0,4-0,7	0,3-0,5	до 0,8	0,1

Таблица 2 – Химические составы литейных алюминиевых сплавов, применяемых в зарубежной РКТ

Марка сплава	Массовая доля элементов, %				
	Al	Si	Cu	Mg	Другие
354	Основа	9,0	1,8	0,5	-
С355		5,0	1,2	0,5	-
А356		7,0	-	0,3	-
357		7,0	-	0,5	-
А357		7,0	-	0,5	0,05 Be
359		9,0	-	0,6	-

Формулирование проблемы

Современные пути повышения механических и технологических характеристик алюминиевых сплавов развиваются в двух направлениях: введением модификаторов либо физическим воздействием (электромагнитным перемешиванием, ультразвуковой обработкой и др.) на жидкий расплав или кристаллизующийся металл.

Модификаторы литейных алюминиевых сплавов делятся на две принципиально различные группы [2]. К модификаторам первого рода для алюминиевых сплавов относятся такие элементы, как Ti, Zr, В, Sb, входящие в состав сплава в количестве до 1 % (мас.). Эти элементы широко применяются в цветной металлургии и положительно себя зарекомендовали. К новейшим исследованиям относится применение порошковых модификаторов: карбида бора, карбида кремния, нитрида или карбида титана и других модификаторов [3, 4].

Модификаторами второго рода для силуминов являются натрий, калий и их соли. Основным недостатком этих легкоплавких модификаторов является то, что после обработки им расплава эффект модифицирования исчезает через 30-40 мин из-за испарения и окисления натрия. Следовательно, при разливке сплавов в производственных условиях необходимо проводить повторные операции модифицирования, что существенно снижает производительность труда, приводит к нерациональному использованию оборудования, перерасходу солей, снижению качества литья. Особенно существенно эти недостатки модифицирования силуминов натрием проявляются при использовании прогрессивных методов литья: литьё в кокиль, литьё под низким давлением, литьё с противодавлением, когда разливка металла из раздаточной печи продолжается в течение 5-6 час. Известно, что за рубежом [5] делают попытки заменить модификаторы натрия и калия другими щелочноземельными металлами: Ва, Sr, Rb, Cs, Fr, Ra.

ГП ПО "Южный машиностроительный завод" совместно с Днепропетровским национальным университетом провели ряд теоретических и экспериментальных работ по микролегированию сплава АЛ4 добавками стронция.

Методика исследований

Стронций оказывает влияние на все стадии кристаллизации – зарождение кристаллов и их рост. В соответствии с современными представлениями, жидкие силумины вблизи температуры плавления имеют микронеоднородное строение и состоят из гетерофазных комплексов атомов кремния и микрорайонов со статическим распределением атомов алюминия и кремния [6]. В отсутствие модификатора в гетерофазных комплексах преобладают направленные ковалентные связи Si-Si, что при-

водит к интенсивному зарождению и росту грубых дендритов кремния. Введение в расплав стронция, как элемента-донора, способного легко отдавать валентные электроны, приводит к металлизации ковалентной связи и распаду гетерофазных комплексов атомов кремния, что затрудняет зарождение кристаллов кремния. На стадии роста кристаллов решающее значение имеет накопление стронция на фронте кристаллизации, что приводит к кооперативному росту фаз, характерному для модифицированной структуры.

Стронций можно вводить как в металлическом виде ($T_{пл} = 1043 \text{ K}$, $T_{кип} = 1643 \text{ K}$), так и в виде лигатур различного состава. Добавки стронция обеспечивают стабильный эффект модифицирования до 8 часов в широких пределах его содержания в расплаве (0,008-0,1 %).

Результаты исследований

С целью уточнения оптимального количества стронция в промышленном сплаве АЛ4 проведена серия плавок, в которых количество добавок стронция в виде алюминиево-стронциевой лигатуры Al-10 %Sr изменялось от 0,01 до 0,1 % (мас.). Результаты исследования показали, что оптимальное содержание стронция в сплаве АЛ4 составляет 0,05 % мас. (см. рис. 1). При этом прочность и пластичность сплава АЛ4 составляет соответственно $\sigma_B = 322 \text{ МПа}$, $\delta = 3\%$. Сплав без стронция обеспечивает более низкий комплекс механических характеристик: $\sigma_B = 280 \text{ МПа}$; $\delta = 1,6 \%$. На рис. 2 показаны микроструктуры немодифицированного и модифицированного стронцием алюминиевого сплава АЛ4.

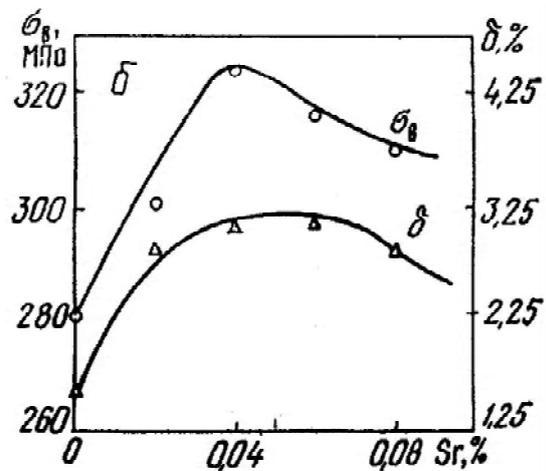


Рис. 1. Зависимость прочности и пластичности сплава АЛ4 от добавки стронция

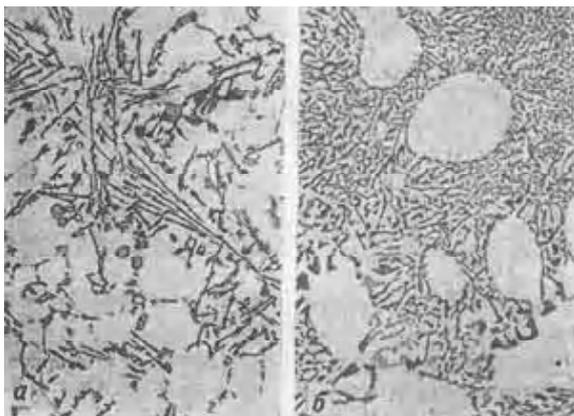


Рис. 2. Микроструктура сплава АЛ4: а – немодифицированный; б – модифицированный 0,05 % Sr.

Микролегирование стронцием сплава АЛ4 до 0,01 % (мас.) лишь локально модифицирует эвтектику (α +Si). Увеличение количества Sr до 0,02 % сильно измельчает эвтектический кремний. Добавки 0,03 и более вызывают полное модифицирование двойной эвтектики по всему объёму отливки, в структуре измельченной эвтектики появляются мелкие компактные выделения избыточной фазы $SrAl_2Si_2$, располагающейся на границах колоний.

Выводы

Стронций является эффективным модификатором второго рода для литейных алюминиевых сплавов. Добавки стронция обеспечивают стабильный

эффект модифицирования алюминиевых расплавов. Установлено, что стронций можно вводить как в металлическом виде, так и в виде лигатур. Оптимальное содержание стронция в алюминиевом сплаве АЛ4 составляет 0,05% (мас.), что обеспечивает повышение предела прочности на 15 % и относительного удлинения на 87 % по сравнению с исходным немодифицированным сплавом.

Список литературы

1. Smith A., William F. Structure and properties of engineering alloys. USA, 1981, P. 204-205.
2. Металловедение алюминия и его сплавов. Справочник под ред. И.Н. Фридляндера. М.: Metallurgia, 1983. – 522 с.
3. Михаленков К.В. Формирование структуры алюминия, содержащего дисперсные частицы нитрида титана / К.В. Михаленков, В.Г. Могилаченко и др. // Процессы литья. – 2001. – №1. – С. 40-47.
4. Золоторевский В.С. Структура и прочность литых алюминиевых сплавов. М.: Metallurgia, 1981. – 315 с.
5. The Effect of Some Additions on the Modification characteristics of Al-Si Eutectic Alloys. – 50th International Foundry Congress, 1983, №11.
6. Мозберг Р.К. Материаловедение. М., Высшая школа, 1991. – 448 с.

Поступила в редакцию 22.02.2006 г.

Анотація: Розглянуто ливарні алюмінієві сплави для вітчизняної і закордонної ракетно-космічної техніки. Представлено існуючі і можливі способи підвищення механічних характеристик сплавів. Наведено результати досліджень по мікролегуванню стронцієм сплаву АЛ4. Показано структури до і після модифікування, оптимізований зміст легуючого елемента з метою поліпшення механічних характеристик ливарного сплаву.

Abstract: The foundry aluminium alloys for domestic and foreign space-rocket engineering are considered. The existing and possible ways of increase of the mechanical characteristics of alloys are submitted. The results of researches on микролегуванню стронцієм of an alloy АЛ4 are given. The structures before modifying are shown, the contents легуючого of an element is optimized with the purpose of improvement of the mechanical characteristics of a foundry alloy.

УДК 669.245.018: 620. 193.53

С. В. Гайдук, В. В. Кононов, Н. Б. Налесный

ИССЛЕДОВАНИЕ ДЕНДРИТНОЙ ЛИКВАЦИИ И ФАЗОВОЙ НЕОДНОРОДНОСТИ В ЖАРОПРОЧНЫХ КОРРОЗИОННОСТОЙКИХ НИКЕЛЕВЫХ СПЛАВАХ

Аннотация: В работе рассмотрены основные вопросы и приведены сравнительные результаты исследований дендритной ликвации и фазовой неоднородности литейных жаропрочных, коррозионно-стойких никелевых сплавов ЗМИ-ЗУ и его модификации – сплава ЗМИ-ЗУМ. Исследован химический состав фаз и определены коэффициенты ликвации элементов до и после термической обработки.

Введение

Известно, что упрочняющая γ' -фаза после литья неоднородна по составу, и чем значительнее ликвационные процессы в пределах дендритной ячейки, тем ярче выражена ее неоднородность. Такой характер распределения связан с ликвацией легирующих элементов, так как в процессе кристаллизации междендритный расплав обогащается γ' -образующими элементами с положительной ликвацией [1].

На практике ликвация в сложнелегированных сплавах достаточно полно характеризуется соотношением концентраций элементов в пределах дендритной ячейки [2]. Определение этой характеристики требует точного количественного анализа.

Таким образом, одной из важнейших характеристик литейных никелевых сплавов является степень дендритной ликвации, определяющая эксплуатационные свойства деталей и их работоспособность.

Постановка задачи

Цель настоящей работы – определение степени дендритной ликвации элементов и фазовой неоднородности в литейных жаропрочных, коррозионно-стойких никелевых сплавах ЗМИ-ЗУ, ЗМИ-ЗУМ до и после термической обработки (ТО).

Химический анализ сплавов проводили стандартными методами согласно требований ТУ 14-1689-73 и ОСТ 1.90127-85. Спектральный анализ проводили на оптическом эмиссионном приборе ARL-4460. Химический состав исследованных сплавов приведен в (табл. 1).

Исследования проводили на монокристаллических (МК) образцах, полученных на установке для направленной кристаллизации УВНК-8П со скоростью кристаллизации $V_{KP} = 10$ мм/мин.

Температуру гомогенизации для сплавов назначали индивидуально на основании анализа данных, предварительно полученных методом дифференциального термического анализа (ДТА). Затем для сплавов проводили высокотемпературное старение при 1050 °С. В таблице 2 представлены режимы ТО для исследованных сплавов.

Металлографические исследования структуры проводили на оптическом микроскопе "Olympus IX-70" с цифровой видеокамерой "ExwaveHAD Sony". Микроструктуру выявляли с помощью травления поверхности шлифов реактивом Марбле.

Таблица 1 – Химический состав сплавов

Марка сплава	Среднее содержание элементов, % (масс.)											
	C	Cr	Al	Ti	Mo	W	Co	Ta	B	Y	La	Ni
ЗМИ-ЗУ	0,12	13,3	3,3	4,8	0,8	7,2	5,0	-	0,015	0,03	0,01	ост
ЗМИ-ЗУМ	0,08	13,0	3,6	4,4	0,7	7,1	5,0	4,1	0,010	0,03	0,01	ост

Таблица 2 – Режимы термической обработки сплавов

Марка сплава	$T_{гом}$, °С	$T_{старения}$, °С	Время выдержки, между ступенями, час.	Скорость охлаждения, между ступенями, °С/мин
ЗМИ-ЗУ	1180	1050	4	на воздухе
ЗМИ-ЗУМ	1240	1050	4	на воздухе

Для идентификации и изучения химического состава фаз использовали метод микрорентгено-спектрального анализа (МРСА). Исследования проводили на растровом электронном микроскопе JSM-6360LA с системой энергодисперсионного рентгеноспектрального микроанализа JED-2300. Ускоряющее напряжение – 10 кэВ, диаметр электронного зонда 4 нм (40А°).

Анализ результатов экспериментов

В процессе исследований установлено, что в сложнолегированных литейных коррозионно-стойких сплавах ЗМИ-3У и ЗМИ-3УМ переменная по составу γ' - фаза в пределах одного сплава выделяется в областях различного состава и размеров – от осей дендритов до межосных пространств.

В литом состоянии структура сплавов гетеро-фазная с выраженной дендритной ликвацией, проявляющейся в неравномерном распределении частиц упрочняющей γ' - фазы, а также карбидной и эвтектической фаз. Металлографический анализ показал, что в литом состоянии, выделившиеся частицы γ' - фазы заметно отличаются по размеру. В междендритных участках, в основном, расположены крупные выделения первичной γ' - фазы эвтектического происхождения и карбида типа MeC (рис. 1).

Из рисунка 1 видно, что карбидная фаза, в основном, располагается в междендритных участках в форме “скелетообразных” выделений (на основе TiC) в сплаве ЗМИ-3У, и карбиды на смешанной основе (Ti, Ta)C, в виде отдельных полигональных, прерывистых включений по границам эвтектических выделений в сплаве ЗМИ-3УМ.

Ранее проведенные исследования ДТА – кривых [3] показали, что полигональные карбиды в сплаве ЗМИ-3УМ образуются вблизи температур ликвидуса, а “скелетообразные” в сплаве ЗМИ-3У – в результате эвтектической реакции, что хорошо согласуется с данными работ [4, 5].

Из рисунка 2 видно, что в литом состоянии в структуре сплавов содержится значительное количество γ - γ' эвтектики, растворить которую в процессе ТО полностью не удается [6]. В центре осей дендритов 1-го порядка γ' - фаза выделяется в виде отдельных частиц размером $\approx 0,30$ мкм, в междендритной области – в виде субкубов размером $\approx 0,8$ - $0,9$ мкм.

В литом состоянии, отличающемся ранней стадией распада твердого раствора, частицы γ' - фазы имеют форму кубиков со средним размером 0,38-0,42 мкм, что свидетельствует о том, что γ' - фаза в этом состоянии упорядочена и когерентно связана с решеткой матрицы [7].

Количественный анализ, проведенный с помощью микрозонда, позволил установить химический состав фаз (рис. 2), (табл. 3, 4, 5, 6). Анализ результатов МРСА показал, что как мелкие, так и крупные участки эвтектических выделений обогащены карбидообразующими элементами Al, Ti, Ta, и обеднены W по сравнению с матрицей.

В процессе исследований было установлено, что упрочняющая γ' - фаза представляет собой сложное интерметаллидное соединение типа $(Ni)_3(Al, Ti)$ – в сплаве ЗМИ-3У и $(Ni)_3(Al, Ti, Ta)$ – в сплаве ЗМИ-3УМ.

Металлографический анализ и микрозондовые исследования показали, что присутствие тантала в составе сплава ЗМИ-3УМ не приводит к заметному росту объемной доли эвтектической структурной составляющей. Однако, при этом изменяется морфология эвтектических выделений: от веерообразной в сплаве ЗМИ-3У (рис. 2, а) до ограненной, пластинчатой в сплаве ЗМИ-3УМ (рис. 2, в).

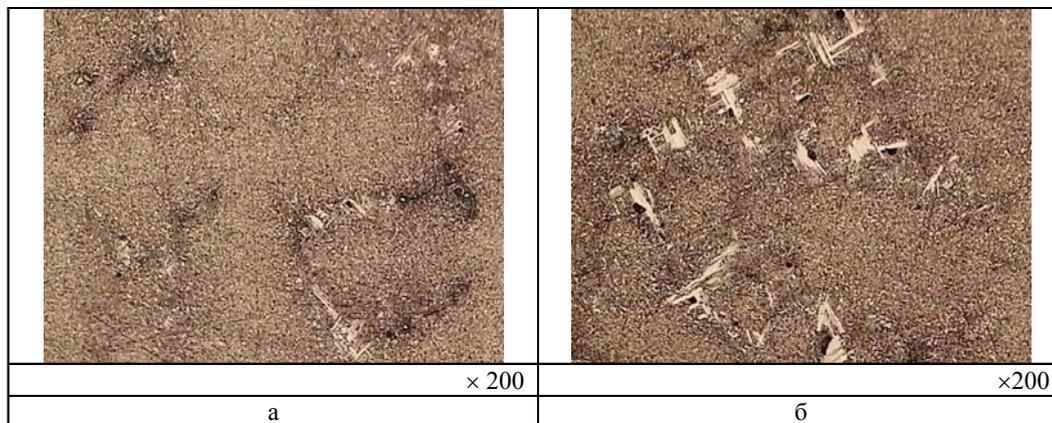


Рис. 1. Микроструктура МК образцов исследованных сплавов после литья с выраженной дендритной ликвацией: а – сплав ЗМИ-3У; б – сплав ЗМИ-3УМ

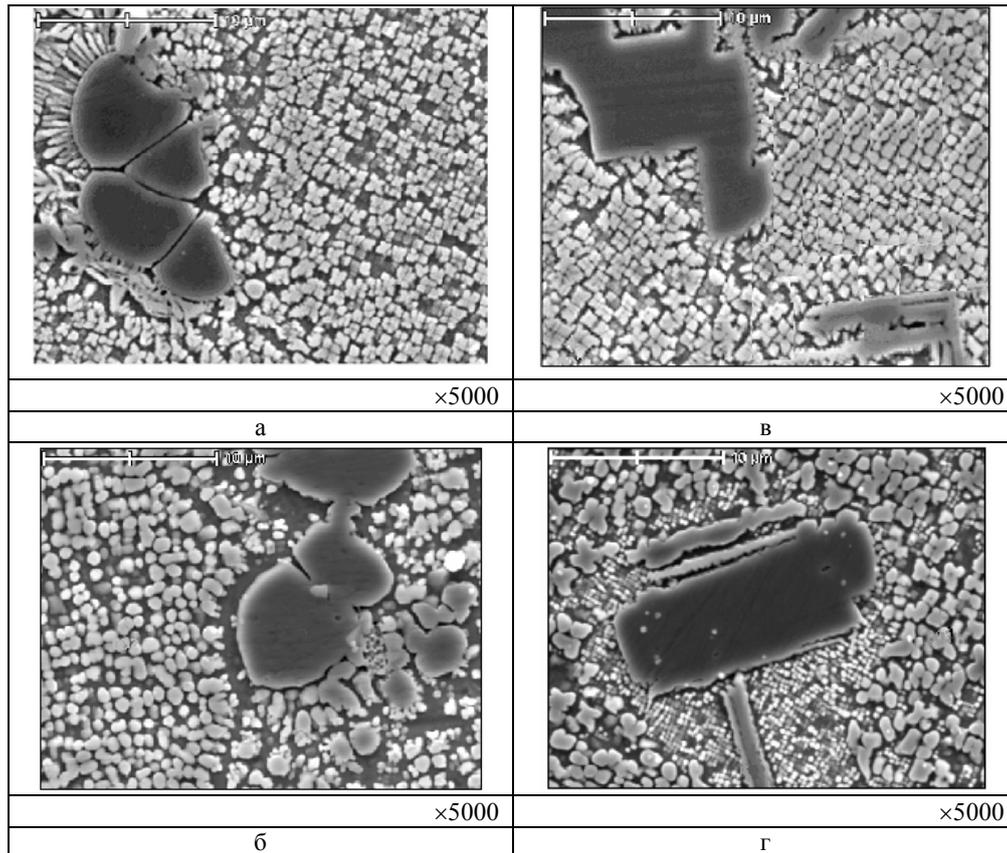


Рис. 2. Распределение эвтектической и основной упрочняющей γ' - фазы в структуре МК образцов сплавов ЗМИ-3У и ЗМИ-3УМ: а, б – после литья; в, г – после ТО

МРСА было установлено, что в γ' - фазу сплава ЗМИ-3У в основном входят никель, кобальт, хром, титан, алюминий, в сплав ЗМИ-3УМ дополнительно входит тантал. Следует отметить, что в составе γ' - фазы сплава ЗМИ-3УМ алюминий, титан и тантал находятся приблизительно в одинаковой концентрации. В сравнении со сплавом ЗМИ-3У, где часть алюминия в γ' - фазе замещена титаном, γ' - фаза в сплаве ЗМИ-3УМ содержит тантал, который частично замещает алюминий, титан и вольфрам

(табл. 3, 4).

Ликвация легирующих элементов при неравно-весных условиях кристаллизации оказывает заметное влияние на формирование и состав эвтектики $\gamma - \gamma'$, выделяющейся в межосных пространствах. В связи с этим сравнивали содержание легирующих элементов, входящих в состав эвтектической (первичной) γ' - фазы и основной упрочняющей (вторичной) γ' - фазы до и после ТО (табл. 3, 4, 5, 6).

Таблица 3 – Химический состав вторичной γ' - фазы до термической обработки

Марка сплава	Содержание элементов в γ' - фазе после литья, (% масс.)						
	Cr	Co	W	Al	Ti	Ta	Ni
ЗМИ-3У	2,90	2,50	7,10	7,20	7,40	--	72,90
ЗМИ-3УМ	2,70	3,30	6,90	6,60	6,90	5,70	67,90

Таблица 4– Химический состав эвтектической γ' - фазы до термической обработки

Марка сплава	Содержание элементов в $\gamma'_{эвт.}$ - фазе после литья, (масс. %)						
	Cr	Co	W	Al	Ti	Ta	Ni
ЗМИ-3У	2,80	2,30	3,60	6,80	8,90	--	75,60
ЗМИ-3УМ	2,60	2,40	2,70	5,40	8,60	6,90	71,40

Таблица 5 – Химический состав вторичной γ' - фазы после термической обработки

Марка сплава	Содержание элементов в γ' - фазе после ТО, (% масс.)						
	Cr	Co	W	Al	Ti	Ta	Ni
ЗМИ-ЗУ	2,80	2,40	6,90	7,10	7,60	--	73,20
ЗМИ-ЗУМ	2,70	3,20	6,50	6,20	7,50	5,90	68,00

Таблица 6 – Химический состав эвтектической $\gamma'_{эвт.}$ - фазы после термической обработки

Марка сплава	Содержание элементов в $\gamma'_{эвт.}$ - фазе после ТО, (масс. %)						
	Cr	Co	W	Al	Ti	Ta	Ni
ЗМИ-ЗУ	2,70	2,30	3,90	6,90	8,40	--	75,80
ЗМИ-ЗУМ	2,60	2,70	3,50	5,70	8,70	6,60	70,20

Расчеты коэффициентов дендритной ликвации (K_L) элементов в сплавах проводили по методике, указанной в работе [1]:

$$K_L = \frac{C_M}{C_O}, \quad (1)$$

где C_M – концентрация элемента в межосном пространстве;

C_O – концентрация элемента в оси дендрита.

В процессе исследований было установлено, что максимальное различие составов фаз наблюдалось по наиболее сильно ликвирующим элементам, причем эвтектическая $\gamma'_{эвт.}$ - фаза по сравнению с упрочняющей γ' - фазой обогащена элементами, коэффициент ликвации которых положителен (Al, Ti, Ta) и обеднена элементами, коэффициент ликвации которых отрицателен (Cr, Co, W). Коэффициенты ликвации легирующих элементов в исследованных сплавах после литья приведены в таблице 7.

Следует отметить, что термическая обработка не устраняет полностью ликвационную неоднородность. Коэффициенты ликвации легирующих элементов в исследованных сплавах после ТО приведены в таблице 8.

Анализ результатов (табл. 7, 8) показал, что направление ликвации Al, Ti и Ta – прямое, а Cr, Co и W – обратное. Дендритная ликвация по Al, Co, Cr в исследованных сплавах незначительна ($K = 1,03 - 1,4$), ликвация W, особенно после литья – достаточно велика ($K = 2,55$). Ликвация вольфрама в исследованных сплавах развита сильнее, чем остальных элементов, что хорошо согласуется с данными работы [1].

Так, коэффициент ликвации по вольфраму для исследованных сплавов, содержащих ~ 7 % вольфрама в литом состоянии составил в среднем $K_W = -(2,0-2,5)$. Это, вероятно, связано с относительно малой продолжительностью гомогенизации – 2 часа.

На рисунке 3 показано распределение элементов по сечению дендрита в сплаве ЗМИ-ЗУМ после литья, после гомогенизации и после полной ТО. Видно, что в пределах дендритной ячейки распределение элементов из-за ликвационных процессов неоднородно. Анализ полученных результатов показал, что при гомогенизации и высокотемпературном старении происходит постепенное выравнивание состава между осями дендритов и межосными участками, при этом снижается ликвационная неоднородность.

Из рисунка 3 видно, что в литом состоянии межосные пространства обогащаются Al, Ti, Ta и заметно обедняются W, так как термическая обработка не растворяет эвтектические выделения γ' - фазы и не устраняет полностью ликвационную неоднородность.

Таким образом, результаты исследований, полученные по химическому составу первичной и вторичной γ' - фаз сплавов ЗМИ-ЗУ и ЗМИ-ЗУМ, подтверждают основные закономерности дендритной ликвации элементов, установленные ранее в работах [8-10] для сплавов ЖС6К, ЖС6У, ВЖЛ12У, ЖС6Ф.

Выводы

1. Направление ликвации Al, Ti и Ta – прямое, а

Таблица 7 – Коэффициенты ликвации элементов после литья

Марка сплава	Коэффициенты ликвации элементов после литья					
	Cr	Co	W	Al	Ti	Ta
ЗМИ-ЗУ	-1,03	-1,09	-1,97	+1,06	+1,20	--
ЗМИ-ЗУМ	-1,04	-1,37	-2,55	+1,22	+1,25	+1,21

Таблица 8 – Коэффициенты ликвации элементов после ТО

Марка сплава	Коэффициенты ликвации элементов после ТО					
	Cr	Co	W	Al	Ti	Ta
ЗМИ-ЗУ	-1,04	-1,04	-1,76	+1,03	+1,10	--
ЗМИ-ЗУМ	-1,04	-1,18	-1,86	+1,09	+1,16	+1,12

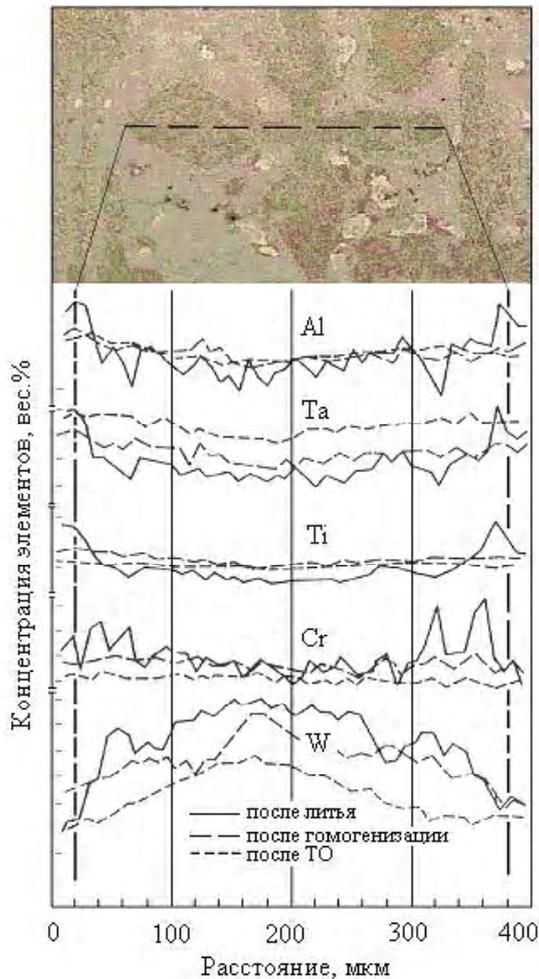


Рис. 3. Распределение элементов по сечению дендрита в сплаве ЗМИ-ЗУМ

Cr, Co, W, – обратное. Дендритная ликвация Co, Cr, Al, Ti, Ta после литья в исследованных сплавах незначительна ($K = 1,04-1,25$). Коэффициент ликвации по вольфраму для исследованных сплавов в литом состоянии составил в среднем $K_W = -(2,0-2,5)$. После ТО коэффициент ликвации по вольфраму снижается до $K_W = -(1,8-1,9)$.

2. Гомогенизация и высокотемпературное старение приводят к выравниванию состава между осями дендритов и межосными участками, заметно снижая ликвационную неоднородность элементов. При этом коэффициенты ликвации вольфрама,

титана, тантала уменьшаются.

Список литературы

1. Состав избыточных фаз в литом жаропрочном никельхромовом сплаве. / Баканова Т.П., Костюгов В.Г., Файвилевич Г.А., Щербединский Г.В. // *Металловедение и термическая обработка металлов.* – 1975, № 4. – С. 75-78.
2. Дендритная ликвация в никелевых жаропрочных сплавах / Кулешова Е.А., Черкасова Е.Р., Логунов А.В. // *Металловедение и термическая обработка металлов.* – 1981, № 6. – С. 20-23.
3. О влиянии тантала на характеристические точки жаропрочных никелевых сплавов. / Беликов С.Б., Гайдук С.В., Кононов В.В. // *Вестник двигателестроения.* – Запорижжя: ЗНТУ, 2004, № 3, С. 99-102.
4. Декер Р.Ф., Симс Ч.Т. *Металловедение сплавов на никелевой основе.* – В кн. Симса Ч.Т., Хагеля В.: *Жаропрочные сплавы.* М.: Металлургия, 1976. – 568 с.
5. Шарп У.Х. Современное состояние и перспективы развития кобальтовых и никелевых сплавов. – В кн.: *Жаропрочные материалы.* Пер. с англ. А.С. Соболева и Ф.С. Новика. М.: Металлургия, 1969. – 303 с.
6. Монокристаллические никелевые ренийсодержащие сплавы для турбинных лопаток ГТД. / Каблов Е.Н., Толораия В.Н., Орехов Н.Г. // *Металловедение и термическая обработка металлов.* – 2002, № 7. – С. 7-11.
7. Ardel A.J. Diffraction contrast of planar interfaces of large coherent precipitates // *Phil. Mag.* – 1967. – 139, № 16. – P. 147.
8. Pirarcey B.J., Kear V.H., Smashey P.W. – *Transaction of the A. S. M.,* 1967, v.6, № 5, p.634.
9. Restoll I.E., Tonlson E. C. *Metals,* 1973, v.7, № 3, p. 134.
10. *Жаропрочность литейных никелевых сплавов и защита их от окисления* / Б.Е. Патон, Г.Б. Строганов, С.Т. Кишкин, С.З. Бокштейн, А.В. Логунов, И.С. Малашенко, Б.А. Мовчан, В.А. Чумаков. Киев: Наукова думка. 1987. – 256 с.

Поступила в редакцию 20.04.2006 г.

Анотація: У роботі розглянуто головні питання і надаються порівняльні результати досліджень дендритної ліквіації та фазової неоднорідності ливарних, жароміцних корозійностійких нікелевих сплавів ЗМИ-ЗУ та його модифікації – ЗМИ-ЗУМ. Досліджено хімічний склад фаз та визначено коефіцієнти ліквіації елементів перед та після термічної обробки.

Abstract: Considered and presented are the comparative results of researching dendritic liquation and phase non-homogeneity in foundry super alloys, corrosion resistant nickel alloys ЗМИ-ЗУ and its modifications of ЗМИ-ЗУМ alloy chemical composition of phases was researched liquation coefficients for the elements before and after thermal treatment were determined.

УДК: 669.711

А. А. Митяев, С. Б. Беликов, И. П. Волчок

ПРОИЗВОДСТВО И ПРИМЕНЕНИЕ АЛЮМИНИЕВЫХ СПЛАВОВ В ТРАНСПОРТНОМ МАШИНОСТРОЕНИИ

Аннотация: Приведены данные о мировых тенденциях производства и применения алюминиевых сплавов. Рассмотрены методы снижения энергоемкости производства первичного алюминия и повышения качества вторичных сплавов.

Введение

С момента начала промышленного освоения алюминия прошло менее 200 лет, а он и его сплавы уже прочно заняли позиции ведущего конструкционного материала после сплавов на основе железа. Темпы производства и освоения крылатого металла впечатляют: 1855 год – 0,006т; 1885 год – 15 т; 1900 год – 8000 т; 1920 год – 128000 т; 1946 год – 681000 т; 1999 год – 24 млн. тонн первичного алюминия; 2004 год – 31 млн. тонн. Основным способом производства алюминия до настоящего времени является метод Байера.

Результаты исследований и их обсуждение

Регионом, в котором производится наибольшее количество алюминия, является Северная Америка, на долю которой приходится 20 % всего производимого в мире алюминия. Далее следуют: Китай – 19 %, Западная Европа – 16 %; Азия, Океания и Южная Америка на долю которых приходится по 8 % на каждый регион; Африка – 5 %; Восточная Европа – 2 %; на все остальные – 14 %. Крупнейшими компаниями производителями первичного алюминия являются: “Alcoa” с 14 % долей от всего производимого количества в мире; “Alcan” и “РусАл” с долей по 9 % каждая; “Hydro” – 5 % и “Bilton” – 4 %. Наиболее активными европейскими потребителями алюминия являются Германия, Россия, Франция (рис. 1).

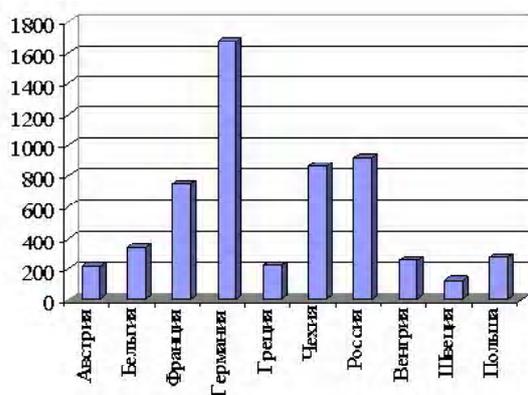


Рис. 1. Крупнейшие европейские потребители алюминия

На сегодняшний день среднеевропейское потребление алюминия составляет 22,5 кг на человека в год (табл. 1).

Таблица 1 – Среднее потребление алюминия в Европе на душу населения в год*

Страна потребитель	Количество, кг	Страна потребитель	Количество, кг
Нидерланды	39,2	Франция	22,3
Италия	30,2	Бельгия	20,4
Швеция	30,1	Финляндия	15,9
Норвегия	28,4	Греция	15,3
Австрия	28,1	Великобритания	14,9
Германия	24,7	Испания	12,4
Швейцария	24,1	Португалия	8,3
Дания	22,3	Польша	7,5
		Украина	7,2

Примечание: * – данные 2005 года.

Структура использования алюминия и его сплавов в Европе следующая: транспортное машиностроение – 26 %, строительная индустрия – 20 %, упаковочные материалы – 20 %, электротехническая промышленность – 9 %, другие сферы – 25 %.

Широкое применение алюминия и сплавов на его основе в транспортном машиностроении определяется высокими показателями удельной прочности, повышенной коррозионной стойкостью, а также способностью к демпфированию колебаний и большому поглощению энергии. Особенно эти показатели важны при производстве легковых автомобилей. В связи с этим темпы использования изделий из алюминиевых сплавов в легковых автомобилях имеют устойчивую тенденцию к росту (рис. 2).

Увеличение доли алюминиевых сплавов в автомобиле приводит к уменьшению его массы и количества потребляемого топлива, сокращению вредных выбросов в окружающую среду и снижению давления на дорожное покрытие (табл. 2). Активно развивается направление производства из-

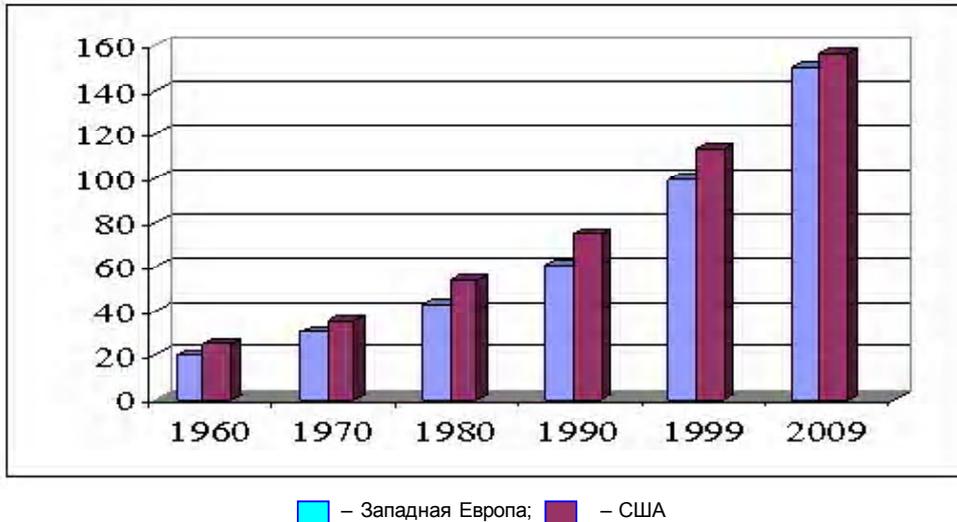


Рис. 2. Динамика использования изделий из алюминиевых сплавов в легковых автомобилях

делий из пеноалюминия. Его использование на транспорте обеспечивает значительное повышение шумоизоляции, а также безопасности водителей и пассажиров.

В то же время эксперты считают, что максимально возможный предел использования алюминиевых сплавов в легковом автомобиле составляет 200 кг и ограничивается техническими требованиями, предъявляемыми к материалам различных узлов и агрегатов.

По данным фирм, выпускающих большегрузные автомобили Volvo, Scania, Man, Mercedes в грузовом автомобиле можно использовать в среднем до 2000 кг алюминия и его сплавов. Себестоимость таких автомобилей выше серийных, однако эта разница окупается уже после 16 месяцев эксплуатации. За 10 лет использования таких автомобилей обеспечивается снижение выбросов угарного и углекислого газов в окружающую атмосферу на 60 тонн, а экономия на топливе при эксплуатации за этот период составляет порядка 18000 евро.

Таблица 2 – Техничко-экономические показатели использования алюминия и его сплавов в европейском легковом автомобиле

Год	Средняя масса автомобиля, кг	Количество алюминия и сплавов на автомобиль, кг	Экономия топлива на 100км пробега автомобиля, литр
1995	1085	71	0,85
2000	1026	100	1,20
2003	966	130	1,56
2005	926	150	1,80
2015	826	200	2,4

Алюминиевые конструкционные материалы все активнее используются при изготовлении подвижного состава железнодорожного транспорта. На сегодняшний день 80 % всех вагонов, эксплуатирующихся в Европе, изготовлены из алюминийсодержащих материалов. Экспериментально установлено, что при замене 12 % стальных деталей на алюминиевые, полезная нагрузка и количество перевозимых пассажиров увеличились на 40 %. При широком использовании алюминия в поездах метро и трамваях в 2 раза снижается потребление электрической энергии при разгонах и торможениях.

Последние исследования, проведенные на морском транспорте, свидетельствуют, что при увеличении скорости надводных судов до 35 узлов в час изменяются характеристики гидродинамического сопротивления, и режим эксплуатации транспорта становится очень экономичным. В связи с этим, алюминиевые сплавы активно используются в кораблестроении.

Наибольшее количество алюминия и его сплавов используется в авиастроении. В современной авиации доля алюминиевых сплавов составляет 80 % массы самолетов. В связи с постоянно возрастающими требованиями, предъявляемыми к изделиям авиакосмической отрасли, обеспечивается постоянный поиск и проведение мероприятий, направленных на повышение качества алюминиевых сплавов.

Огромное количество алюминия используется на нужды упаковки. Так в мире ежегодно производится 100 млрд. банок для упаковки напитков на которые расходуется 6 млн. тонн алюминия. На каждого жителя Земли в год приходится в среднем 16 банок с напитками.

Не обошел своим вниманием алюминий строительство и архитектуру. Ежегодно увеличиваются

объемы производства рам, окон, дверей, радиаторов отопления из алюминиевых сплавов. Шедевром архитектурного искусства является здание оперы в Сиднее, построенное с использованием алюминия и его сплавов.

В то же время, как при производстве, так и при эксплуатации алюминийсодержащих материалов во всем мире возникает много проблем, решением которых занимаются научные сотрудники большинства стран. Главными из них являются:

1. Снижение энергоемкости производства первичного алюминия.

2. Повышение качества вторичных алюминиевых сплавов, получаемых из лома и отходов производства путем рециклинга.

В настоящее время в развитых странах мира идет активная работа по внедрению новых электродлитических ванн, позволяющих значительно снизить энергопотребление. Огромное внимание уделяется вторичным сплавам, темпы производства которых в последние годы опережают изготовление первичных. Совершенствуется технология плавления вторичных сплавов в пламенных печах, а также не прекращается поиск путей удаления и нейтрализации таких вредных примесей как Fe, Pb, Sn и др. Очень остро стоит проблема классификации лома, что влечет за собой разработку более совершенных методов определения химического состава лома и отходов через систему маркеров. В связи с тем, что большинство алюминиевых сплавов подвергаются термической обработке, существует проблема снижения энергоемкости данной обработки, а иногда и ее исключение за счет использования энергии различных экзотермических процессов. Не прекращаются работы по: созданию композиционных материалов на основе алюминия; армированию поверхности алюминиевых сплавов твердыми частицами с целью повышения трибологических характеристик; переработке стружки, которая загрязнена смазочно-охлаждающей жидкостью после механической обработки.

Результатом такого активного использования алюминия является накопление огромного количества лома и отходов, требующих переработки. Повторная переработка лома и отходов в высококачественные вторичные сплавы – рециклинг, экономически очень выгодна и имеет огромные перспективы. По данным [1], в результате использования 1 тонны высококачественных вторичных алюминиевых сплавов при изготовлении отливок взамен первичного алюминия, в народном хозяйстве экономится в зависимости от марки сплава и области его применения от 230 до 490 кг первичного алюминия, от 24 до 197 кг кристаллического кремния, от 1,1 до 4,6 т бокситов, от 0,4 до 1,8 т глинозема, а также от 4 до 16 тысяч кВт·ч электроэнергии и от 40 до 340 кг условного топлива. Количе-

ство отходящих газов при этом сокращается более чем на 15 тыс. м³ в расчете на каждую тонну вторичного силумина.

Выводы

Комплекс мероприятий по повышению качества вторичных сплавов включает в себя:

- тщательную сортировку лома, отходов производства и приготовление качественной шихты, что обеспечивает получение сплавов с заданным химическим составом и низким количеством вредных примесей;

- высокоэффективную рафинирующе-модифицирующую обработку расплава, как на стадии получения чушки, так и при изготовлении из этих чушек готовых отливок.

Активные научно-исследовательские работы по этим направлениям проводятся специалистами Запорожского национального технического университета и Белорусского государственного технологического университета совместно с Запорожским заводом цветных сплавов. В рамках данных работ разработан новый «Классификатор № К110-02-ЦПАС сортов лома алюминия после первичной переработки», отличающийся от ДСТУ 3211-95 более детальной дифференциацией основных видов лома и отходов производства. Это позволило готовить из лома качественную шихту и обеспечить получение 100 % годного металла по химическому составу. Также были разработаны высокоэффективные и низкокзатратные «Флюс для обработки алюминиевых сплавов [2] и «Модификатор для алюминиевых сплавов [3]. Использование данных разработок [2, 3] при изготовлении вторичных сплавов марок АВ (AlSiMgCu), АК4 (AlSi2Mg2NiSi), АК9М2 и АК8М3 обеспечило повышение уровня механических свойств сплавов в литом состоянии по пределу прочности до 38 %, относительному удлинению до 57 %, ударной вязкости до 49 % и твердости до 54 %. Обработка обеспечила изменение морфологии комплексных интерметаллидных фаз с иглоподобной формы на компактную в виде глобулей и китайских иероглифов. При этом параметр формы включений не превышал $\lambda=1...3$, они отличались высокой дисперсностью и равномерным распределением в матрице сплавов. В результате обработки [2, 3] пористость сплавов не превышала 1 балл согласно ГОСТ 1583-89, отмечалось повышение жидкотекучести сплавов и плотности отливок. На технических комплексах, разработанных и реализованных Белорусским государственным технологическим университетом, были проведены усталостные испытания вторичных сплавов с частотами нагружения 0,3; 8,8; 18 и 44 кГц, что позволило моделировать обширный спектр реальных условий эксплуатации различных деталей. Испытания сплавов на усталость проводили в соответствии с требованиями ГОСТ 25.502-79 [4]. Результаты

испытаний показали, что на сплавах, обработанных комплексами [2, 3], повышение показателей циклической прочности составило 26...48 % в диапазоне частот 0,3; 8,8; 18 и 44 кГц. Одновременно с этим, долговечность экспериментальных сплавов возросла в 3...5 раз при частоте 0,3 кГц, в 4...7 раз при частоте 8,8 кГц, а также в 5...15 и 8...15 раз на частотах 18 и 44 кГц соответственно.

Сплавы, полученные с использованием разработок [2, 3], отвечали требованиям международного стандарта качества ISO 9002.

Список литературы

1. Алексахин А.В., Хмельницкая Н.В., Сиваева Е.К. Эффективность использования вторичных алюминиевых сплавов в литейном производстве // Экономические проблемы литейного производства России: Тез. докл. Всероссийской конф. – Пенза, 1991. – С. 52-54.
2. Пат. 58793А Украина, МКИ С22В21/06, С22В9/10. Флюс для обработки алюминиевых сплавов /И.П. Волчок, А.А. Митяев, С.Г. Рязанов (Украина). – № 2002108362; Заявл. 22.10.2002; Оpubл. 15.08.2003. Бюл. № 8.
3. Пат. 57584А Украина, МКИ С22С1/06. Модификатор для алюминиевых сплавов /И.П. Волчок, А.А. Митяев (Украина). – № 2002108343; Заявл. 22.10.2002; Оpubл. 16.06.2003. Бюл. № 6.
4. ГОСТ 25.502-79. Методы механических испытаний металлов. Методы испытаний на усталость. – М.: Изд-во стандартов, 1980. – 32 с.

Поступила в редакцию 20.04.2006 г.

Анотація: *Наведено дані про світові тенденції виробництва та використання алюмінієвих сплавів. Розглянуто методи зниження енергомісткості виробництва первинного алюмінію та підвищення якості вторинних сплавів.*

Abstract: *Presented are the data on world trends in production and use of aluminium alloys. Methods for decreasing in energy consuming while primary manufacturing of aluminium and improving the quality of secondary alloys were considered.*

АВТОРЫ НОМЕРА

Багмет М.Н.

Кандидат технических наук, доцент кафедры технологии производства двигателей летательных аппаратов, Национальный аэрокосмический университет им. Н.Е. Жуковского "ХАИ", г. Харьков

Беженов С.А.

Кандидат технических наук, доцент кафедры теплотехники и гидравлики, Запорожский национальный технический университет

Беженов А.И.

Кандидат технических наук, доцент кафедры теплотехники и гидравлики, Запорожский национальный технический университет

Беликов С.Б.

Доктор технических наук, профессор, ректор Запорожского национального технического университета

Бень В.П.

Кандидат технических наук, инженер, ОАО "Мотор Сич", г. Запорожье

Богуслаев А.В.

Кандидат технических наук, ведущий инженер, ОАО "Мотор Сич", г. Запорожье

Богуслаев В.А.

Доктор технических наук, профессор, председатель правления, генеральный директор ОАО "Мотор Сич", г. Запорожье

Быков И.Д.

Зам. главного металлурга, ОАО "Мотор Сич", г. Запорожье

Волчок И.П.

Доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой технологии металлов, Запорожский национальный технический университет

Гавриленко Я.Н.

Инженер-технолог, ОАО "Мотор Сич", г. Запорожье

Гайдук С.В.

Старший научный сотрудник, кафедра физического материаловедения, Запорожский национальный технический университет

Гликсон И.Л.

Начальник отдела прочности, ОАО "Мотор Сич", г. Запорожье

Гончар Н.В.

Старший преподаватель кафедры технологии машиностроения, Запорожский национальный технический университет

Дайнега Л.Ю.

Ассистент кафедры программных средств, Запорожский национальный технический университет

Данильченко Д.В.

Аспирант, кафедра прикладной математики, Запорожский национальный технический университет

Денисюк О.В.

Аспирант, Национальный аэрокосмический университет им. Н.Е. Жуковского "ХАИ", г. Харьков

Долматов А.И.

Доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой технологии производства двигателей летательных аппаратов, Национальный аэрокосмический университет им. Н.Е. Жуковского "ХАИ", Харьков

Ершов С.В.

Доктор технических наук, старший научный сотрудник, Институт проблем машиностроения им. А.Н. Подгорного, г. Харьков

Жеманюк П.Д.

Кандидат технических наук, главный инженер ОАО "Мотор Сич", г. Запорожье

Жуков В.Б.

Кандидат технических наук, ведущий конструктор ГП ЗМКБ "Прогресс", г. Запорожье

Ищенко Л.И.

Доктор технических наук, профессор, директор Машиностроительного института, зав. кафедрой металлорежущих станков и инструментов, Запорожский национальный технический университет

Кавц О.А.

Инженер-технолог, ГП ПО "Южный машиностроительный завод", г. Днепропетровск

Калинина Н.Е.

Доктор технических наук, профессор, Днепропетровский национальный университет

Карась Г.В.

Инженер, ОАО "Мотор Сич", г. Запорожье

Качан А.Я.

Доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой технологии авиационных двигателей, Запорожский национальный технический университет

Коваль А.Д.

Доктор технических наук, профессор, зав. кафедрой физического материаловедения, Запорожский национальный технический университет

Кононов В.В.

Кандидат технических наук, доцент кафедры технологии машиностроения, Запорожский национальный технический университет

Коротунова Е.В.

Кандидат технических наук, доцент кафедры прикладной математики, Запорожский национальный технический университет

Кухтин Ю.П.

Инженер-конструктор, ГП ЗМКБ "Прогресс", г. Запорожье

Лапотко В.М.

Кандидат технических наук, ведущий инженер, ГП ЗМКБ "Прогресс", г. Запорожье

Лукинов В.В.

Инженер-технолог цеха №1, ОАО "Мотор Сич", г. Запорожье

Лукьяненко О.Л.

Аспирант, Запорожский национальный технический университет

Лысенко Н.А.

Ведущий инженер УГМет, ОАО "Мотор Сич", г. Запорожье

Мастиновский Ю.В.

Кандидат технических наук, зав. кафедрой прикладной математики, Запорожский национальный технический университет

Мелькова И.П.

Начальник лаборатории технической диагностики производства двигателей, Управление главного технолога, ОАО "Мотор Сич", г. Запорожье

Митяев А.А.

Кандидат технических наук, доцент кафедры технологии металлов, Запорожский национальный технический университет

Мозговой С.В.

Инженер, ОАО "Мотор Сич", г. Запорожье

Муравченко Ф.М.

Доктор технических наук, профессор, чл.-кор. НАН Украины, генеральный конструктор ЗМКБ "Прогресс", г. Запорожье

Налесный Н.Б.

первый заместитель директора – главный инженер УМГ "Черкасытрансгаз", г. Черкасы

Олейник А. А.

Студент факультета информатики и вычислительной техники, Запорожский национальный технический университет

Олександренко В.П.

Кандидат технических наук, начальник научно-исследовательской части, Хмельницкий национальный университет

Павленко Д.В.

Кандидат технических наук, доцент кафедры технологии авиационных двигателей, Запорожский национальный технический университет

Павлюченко И.Н.

Кандидат технических наук, доцент кафедры металлорежущих станков и инструментов, Запорожский национальный технический университет

Панасенко В.А.

Ведущий инженер-технолог управления главного технолога, ОАО "Мотор Сич", г. Запорожье

Петров С.А.

Начальник бюро управления главного технолога, ОАО "Мотор Сич", г. Запорожье

Петров А.В.

Инженер-конструктор 1 кат., ГП ЗМКБ "Прогресс", г. Запорожье

Пика Е.Л.

Инженер-конструктор, ГП ЗМКБ "Прогресс", г. Запорожье

Попов А.В.

Ассистент кафедры сохранения летной годности авиационной техники Аэрокосмического института, Национальный авиационный университет, г. Киев

Попуга А.И.

Инженер-конструктор, ГП ЗМКБ "Прогресс", г. Запорожье

Пухальская Г.В.

Кандидат технических наук, доцент кафедры технологии машиностроения, Запорожский национальный технический университет

Резник С.Б.

Начальник бригады, ГП ЗМКБ "Прогресс",

г. Запорожье

Сироткин В.В.

Зам. главного технолога по испытаниям и сборке управления главного технолога, ОАО "Мотор Сич", г. Запорожье

Степанова Л.П.

Кандидат технических наук, доцент кафедры физического материаловедения, Запорожский национальный технический университет

Субботин С.А.

Кандидат технических наук, доцент кафедры программных средств, Запорожский национальный технический университет

Табунщик Г.В.

Кандидат технических наук, доцент кафедры программных средств, Запорожский национальный технический университет

Ткаченко В.В.

кандидат технических наук, заместитель генерального директора ОАО "Мотор Сич", г. Запорожье

Федючук А.К.

Ведущий специалист, ГП ПО "Южный машиностроительный завод", г. Днепропетровск

Хоменко С.И.

Инженер-конструктор 1 кат., ГП ЗМКБ "Прогресс", г. Запорожье

Хомылев С.А.

Инженер-конструктор, ГП ЗМКБ "Прогресс", г. Запорожье

Цивирко Э.И.

Доктор технических наук, профессор кафедры машин и технологии литейного производства, Запорожский национальный технический университет

Чоха Ю.Н.

Кандидат технических наук, Национальный авиационный университет, г. Киев

Шалапко Ю.И.

Кандидат технических наук, доцент кафедры машиноведения, Хмельницкий национальный университет

Шаломеев В.А.

Кандидат технических наук, доцент кафедры машин и технологии литейного производства, Запорожский национальный технический университет

Шевеля В.В.

Доктор технических наук, профессор, Жешувский политехнический университет, Польша

Шереметьев А.В.

Кандидат технических наук, начальник отдела прочности, ГП ЗМКБ "Прогресс", г. Запорожье

Шмырко В.И.

Кандидат технических наук, доцент кафедры физического материаловедения, Запорожский национальный технический университет

Яишников В.И.

Ведущий конструктор, ГП ЗМКБ "Прогресс", г. Запорожье

Яковлев В.Г.

Кандидат технических наук, главный инженер, механический завод, г. Волочиск

Яценко В.К.

Доктор технических наук, профессор, зав. кафедрой технологии машиностроения, Запорожский национальный технический университет



Вісник двигунобудування №1(11)/2006
науково-технічний журнал

Головний редактор
Заст. гол. редактора

д-р техн. наук Ф. М. Муравченко
д-р техн. наук В. К. Яценко
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**

*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 2006 р. Папір Хегох 80 г/м², видавнича система DocuTech-135, зам. накл.
Надруковано видавничим комплексом ВАТ "Мотор Січ"
Україна, 69068, Запоріжжя, вул. 8 Березня, 15, тел. (0612) 61-42-49, 61-49-55