

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

ВЕСТНИК ДВИГАТЕЛЕСТРОЕНИЯ

**№4
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

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 провідних спеціалістів та вчених, спрямовані на вдосконалення 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

Матеріали номера рекомендовані к публікації Ученим Советом Запорозького національного технічного університету (протокол №2 от 30.10.2006 г.).

Главный редактор

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

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

д-р техн. наук, профессор **А.И. Долматов**

Члены редакционной коллегии:

д-р техн. наук В.А. Богуслаев
д-р техн. наук С.Б. Беликов
д-р техн. наук В.С. Кривцов
д-р техн. наук Ю.Н. Внуков
д-р техн. наук А.Д. Коваль
д-р техн. наук Э.И. Цивирко
д-р техн. наук Л.И. 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 В.Е. Ольшанецкий
д-р техн. наук Г.А. Горбенко
д-р техн. наук С.В. Епифанов
д-р техн. наук Н.С. Кулик
д-р техн. наук С.А. Дмитриев
д-р техн. наук Н.Ф. Дмитриченко
д-р техн. наук Ю.В. Петраков
канд. техн. наук В.В. Ткаченко
канд. техн. наук В.Ф. Мозговой
канд. техн. наук А.В. Богуслаев
канд. техн. наук А.В. Шереметьев

Редакторско-издательский совет: В.А. Богуслаев, С.Б. Беликов, В.С. Кривцов, Ю.А. Рыбина, Т.А. Сокол, Л.Ф. Богданова, В.Н. Агарков, Т.Е. Деркаченко

© ЗНТУ

© НАУ им. Жуковского "ХАИ"

© ОАО "Мотор Сич"

Члены редакционной коллегии



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



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



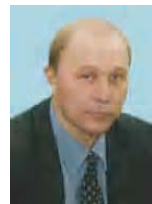
Беликов С.Б.
д-р техн. наук



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



Ольшанецкий В.Е.
д-р техн. наук



Титов В.А.
д-р техн. наук



Ножницкий Ю.А.
д-р техн. наук



Горбенко Г.А.
д-р техн. наук



Епифанов С.В.
д-р техн. наук



Кулик Н.С.
д-р техн. наук



Дмитриев С.А.
д-р техн. наук



Петраков Ю.В.
д-р техн. наук



Ткаченко В.В.
канд. техн. наук



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 обязательно. 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 Качану Алексею Яковлевичу
Электронный вариант статьи можно передать по адресу:
vd@zntu.edu.ua. (максимальный объем письма 2 Мбайта).

СОДЕРЖАНИЕ

ОБЩИЕ ВОПРОСЫ ДВИГАТЕЛЕСТРОЕНИЯ

Афонин В.О., Ищенко Л.И.

МЕТОДИКА ИССЛЕДОВАНИЯ ИЗНАШИВАНИЯ СИСТЕМ С ТРЕХМЕРНЫМ ДИНАМИЧЕСКИМ НАГРУЖЕНИЕМ 8

Грибков Э.П., Шевченко А.В.

ИЗГОТОВЛЕНИЕ ПОРОШКОВОЙ ПЛЮЩЕНКИ ДЛЯ ВОССТАНОВИТЕЛЬНОЙ НАПЛАВКИ 13

Верецаго Е.Н., Фельдшер И.Ф., Костюченко В.И.

НОВЫЙ ИСТОЧНИК ПИТАНИЯ ДЛЯ ПЛАЗМЕННОЙ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ 16

Похмурська Г.В., Студент М.М., Сірак Я.Я., Задорожна Х.Р., Шарапова О.Б.

КОМПОЗИЦІЙНІ ЕЛЕКТРОДУГОВІ ПОКРИТТЯ ІЗ ЕЛЕКТРОДНИХ ПОРОШКОВИХ ДРОТІВ В АЛЮМІНІЄВІЙ
ОБОЛОНЦІ ДЛЯ МАГНІЄВИХ СПЛАВІВ 20

Похмурський В.ІІ., Студент М.М., Довгуник В.М., Маркович С.ІІ., Мажейко О.Й.

ТРИБОЛОГІЧНІ ХАРАКТЕРИСТИКИ ВІДНОВНИХ КОМПОЗИЦІЙНИХ ЕЛЕКТРОДУГОВИХ ПОКРИТТІВ 24

КОНСТРУКЦИЯ И ПРОЧНОСТЬ

Мастиновский Ю.В., Данильченко Д.В.

УДАР ПО ОДНОСВЯЗНОЙ ОБОЛОЧЕЧНОЙ КОНСТРУКЦИИ 28

Онуфриенко В.М.

ОСНОВНЫЕ ПОЛОЖЕНИЯ МЕХАНИКИ ФРАКТАЛЬНОЙ СРЕДЫ В МОДЕЛИРОВАНИИ ДЕФОРМАЦИИ
ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ 32

ЭКСПЛУАТАЦИЯ, НАДЕЖНОСТЬ, РЕСУРС

Замковой В.Е., Малышева В.Г., Корогод О.А.

ЗАЩИТНЫЕ ПОКРЫТИЯ ДЛЯ РАБОЧИХ ЛОПАТОК ТУРБИНЫ ГТД 37

Шалапко Ю.ІІ.

ЕВОЛЮЦІЙНА МОДЕЛЬ ФРИКЦІЙНОЇ ВЗАЄМОДІЇ ПОВЕРХНЕВИХ ШАРІВ
ПРИ ФРЕТИНГУ 44

Ивченко Д.В., Штанько П.К., Коваленко А.И.

ЧИСЛЕННЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ПОВРЕЖДАЕМОСТИ ЧАСТИЦ ПЫЛИ ПРИ УДАРЕ ДЛЯ МОДЕЛИРОВАНИЯ
ГАЗОАБРАЗИВНОЙ ЭРОЗИИ ДЕТАЛЕЙ ГАЗОВОЗДУШНОГО ТРАКТА ВЕРТОЛЁТНЫХ ГАЗОТУРБИННЫХ
ДВИГАТЕЛЕЙ 50

Торба Ю.И.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ УСТАНОВКА И МЕТОД ИССЛЕДОВАНИЯ РАБОТОСПОСОБНОСТИ ФАКЕЛЬНЫХ
ВОСПЛАМЕНИТЕЛЕЙ В ШИРОКИХ ДИАПАЗОНАХ ИМИТИРУЕМЫХ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ ХАРАКТЕРИСТИК
56

ТЕХНОЛОГИЯ ПРОИЗВОДСТВА И РЕМОНТА

Бабенко О.Н., Корневский Е.Я., Павленко Д.В.

ВЛИЯНИЕ ДЛИТЕЛЬНОЙ НАРАБОТКИ НА СОПРОТИВЛЕНИЕ УСТАЛОСТИ И ДЕМПФИРУЮЩИЕ СВОЙСТВА
ЛОПАТОК КОМПРЕССОРА ВРД И ВОССТАНОВЛЕНИЕ ИХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИМИ МЕТОДАМИ 61

Петров С.А., Карась Г.В., Мозговой С.В., Качан А.Я.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТРАЕКТОРИИ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА ДЛЯ ПЯТИКООРДИНАТНОЙ

ВЫСОКОСКОРОСТНОЙ ОБРАБОТКИ НЕСУЩИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ЛОПАТОК И МОНОКОЛЁС АВИАЦИОННЫХ ГТД НА СТАНКАХ С ЧПУ	67
--	----

<i>Богуслаев А.В., Мурашко В.В.</i> ГАЗОЦИРКУЛЯЦИОННОЕ ПОКРЫТИЕ ЛОПАТОК ТУРБИНЫ ГАЗОТУРБИННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ	73
---	----

<i>Демура А.Л.</i> ВИКОРИСТАННЯ ЕЛЕКТРОМАГНІТНОГО ПОЛЯ НАДВИСОКОЇ ЧАСТОТИ В ТЕХНОЛОГІЧНОМУ ПРОЦЕСІ ВИГОТОВЛЕННЯ ВИРОБІВ З ПОЛІМЕРНИХ КОМПОЗИЦІЙНИХ МАТЕРІАЛІВ	76
--	----

<i>Кресанов Ю.С., Богуслаев А.В., Качан А.Я.</i> АНАЛИТИЧЕСКОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ КАТАЮЩЕГО РАДИУСА ПРИ ПРОКАТКЕ В КАЛИБРАХ С ЗАУСЕНЦЕМ	80
---	----

<i>Кондратюк Э.В., Зиличихис С.Д., Шапар Б.И., Кришталь Н.П.</i> ПРИМЕНЕНИЕ ЛАЗЕРНОГО МАРКИРОВАНИЯ В ПРОИЗВОДСТВЕ АВИАЦИОННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ	83
---	----

<i>Богуслаев В.А., Лукьяненко О.Л., Пухальская Г.В., Жеманюк П.Д.</i> ВЛИЯНИЕ КОМПЛЕКСНОЙ ОБРАБОТКИ НА СОПРОТИВЛЕНИЕ УСТАЛОСТИ ЛОПАТОК КОМПРЕССОРА ИЗ СПЛАВА ВТ8М	86
--	----

<i>Титов А.В., Мозговой С.В., Качан А.Я.</i> МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА АЛМАЗНОГО ВЫГЛАЖИВАНИЯ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ СИСТЕМЫ ANSYS .	90
--	----

<i>Поклад В.А., Шаронова Н.И., Гейкин В.А.</i> ВОССТАНОВЛЕНИЕ ОТВЕТСТВЕННЫХ КОНСТРУКЦИЙ ГТД МЕТОДОМ ЭЛЕКТРОННО-ЛУЧЕВОЙ НАПЛАВКИ	97
--	----

<i>Леонтьев В.А., Зиличихис С.Д., Кондратюк Э.В., Замковой В.Е.</i> ВОССТАНОВЛЕНИЕ РАБОТОСПОСОБНОСТИ ГТД С ПРИМЕНЕНИЕМ НОВЫХ ТЕХНОЛОГИЙ И МАТЕРИАЛОВ	99
---	----

<i>Петрик И.А., Овчинников А.В., Басов Ю.Ф., Шевченко В.Г., Рягин С.Л., Селиверстов А.Г.</i> ПОВЫШЕНИЕ РАБОТОСПОСОБНОСТИ ЛОПАТОК ИЗ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ ВЕНТИЛЯТОРА АВИАДВИГАТЕЛЯ	104
--	-----

<i>Гожій С.П.</i> ЗНАХОДЖЕННЯ РОБОТИ КОНТАКТНИХ СИЛ ТЕРТЯ ПРИ ШТАМПУВАННІ ОБКОЧУВАННЯМ	108
---	-----

СТАНДАРТИЗАЦИЯ И МЕТРОЛОГИЯ

<i>Demkovych I.V., Petrovska H.A., Bobitski Y.V.</i> MEASUREMENT PHOTOTHERMAL METHOD OF COVERING THICKNESS	112
---	-----

<i>Погосов В.В., Васютин Е.В., Коротун А.В., Бабич А.В.</i> ДЕФОРМАЦИОННАЯ ЗАВИСИМОСТЬ РАБОТЫ ВЫХОДА ЭЛЕКТРОНОВ И КОНТАКТНОЙ РАЗНОСТИ ПОТЕНЦИАЛОВ В МЕТАЛЛАХ	114
---	-----

<i>Дубровин В.И., Павленко Д.В., Миронова Н.А., Макачук И.И.</i> ЭКСПЕРТНАЯ ОЦЕНКА СОСТОЯНИЯ ЛОПАТОК ТУРБИНЫ ГТД МЕТОДАМИ АНАЛИЗА ИЕРАРХИЙ И НЕЧЕТКИХ МНОЖЕСТВ	118
---	-----

<i>Наумик В.В., Бялик Г.А.</i> УПРОЩЕННЫЙ МЕТОД КОНТРОЛЯ ЗАГРЯЗНЕННОСТИ ЖИДКОМЕТАЛЛИЧЕСКОГО КРИСТАЛЛИЗАТОРА	123
--	-----

КОНСТРУКЦИОННЫЕ МАТЕРИАЛЫ

<i>Волков И.В., Дегтярева Ю.Ю., Лубенская Л.М., Николаенко А.П.</i> ВЛИЯНИЕ ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК МАТЕРИАЛА ИЗДЕЛИЯ НА ЕГО ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ	126
---	-----

<i>Бялик Г.А., Гонтаренко В.И., Бажмина Э.А.</i> ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ПРОЧНОСТНЫХ СВОЙСТВ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ ПРИ ПОВЫШЕННЫХ ТЕМПЕРАТУРАХ	131
<i>Акимов И.В., Савченко В.А., Яковлев А.Ю.</i> ЭРОЗИОННАЯ СТОЙКОСТЬ ГРАФИТИЗИРОВАННОЙ СТАЛИ В АГРЕССИВНОЙ СРЕДЕ ПРИ ПОВЫШЕННЫХ ТЕМПЕРАТУРАХ	133
<i>Широков В.В., Рацька Н.Б.</i> ПІДВИЩЕННЯ ЗНОСОСТІЙКОСТІ СПЛАВУ ВН-10 ОКСИДУВАННЯМ НА ПОВІТРІ	136
<i>Милейко С.Т., Глушко В.И.</i> ПРОЧНОСТЬ ЖАРОПРОЧНЫХ КОМПОЗИТНЫХ ОКСИДНЫХ ВОЛОКОН	139

УДК 621.891

В. О. Афонин, Л. И. Ищенко

МЕТОДИКА ИССЛЕДОВАНИЯ ИЗНАШИВАНИЯ СИСТЕМ С ТРЕХМЕРНЫМ ДИНАМИЧЕСКИМ НАГРУЖЕНИЕМ

Рассмотрена методика математического описания факторов нагружения в трибо-системах с трехмерным динамическим нагружением, где экспериментальное определение параметров нагружения затруднительно.

Некоторые трибоузлы современной техники характеризуются сложностью распределения нагружения во времени и в пространстве.

Одним из таких узлов является сопряжение антивибрационных полок вентиляторных лопаток (АВП) авиадвигателей.

Под действием набегающего потока воздуха лопатки колеблются, в результате чего происходит относительное проскальзывание их полок в плоскости, перпендикулярной плоскости вращения. Вследствие закрутки лопатки совершают и крутильные колебания, что приводит к относительному проскальзыванию полок в плоскости вращения. При колебаниях имеет место переменная нормальная нагрузка в контакте.

Вследствие этого поверхности сопряжения АВП имеют трехмерное динамическое нагружение (см. рис. 1).

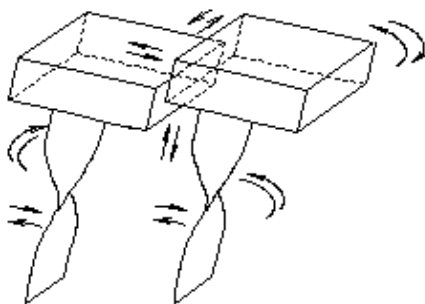


Рис. 1. Схема нагружения поверхностей полок лопаток

Изнашивание полок приводит к увеличению вибронпряженности лопаток, что существенно влияет на их нормальную работу в условиях эксплуатации двигателя.

Другим примером трибосопряжения с трехмерной динамической нагрузкой в контакте может служить сопряжение цепь – направляющая шина цепной дереворежущей пилы (рис. 2).

Работа трибосопряжения цепь-шина состоит в том, что цепь своими режущими и соединительными звеньями скользит по рельсам (беговым дорожкам) шины с направляющим пазом, в котором дви-

жутся ведущие звенья (рис. 2, 3), результатом чего является значительный износ шины. Характер повреждений – увеличение ширины паза вследствие износа (рис. 3, а) и выработка на рельсах шины (рис. 3, б) свидетельствует о том, что цепь, кроме движения, предусмотренного конструктором, совершает поперечные колебания в двух плоскостях (плоскости цепной передачи пилы и перпендикулярной ей плоскости). При этих колебаниях звеньев периодический вход в контакт с шиной и выход из контакта сопровождается ударом (рис. 4).

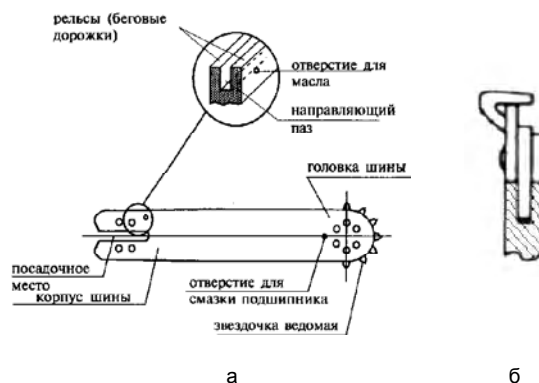


Рис. 2. Конструкция направляющей шины (а) и расположение звеньев в ее пазу (б)

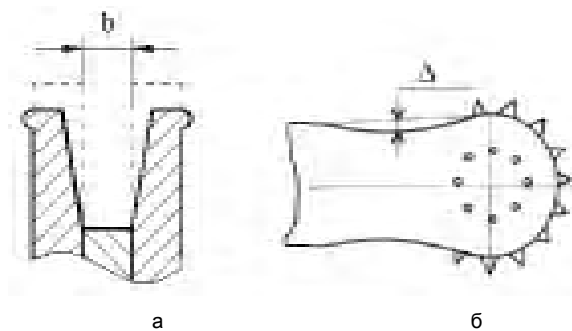


Рис. 3. Износ контактных поверхностей шины: стенка паза (а) и рельсов (б)

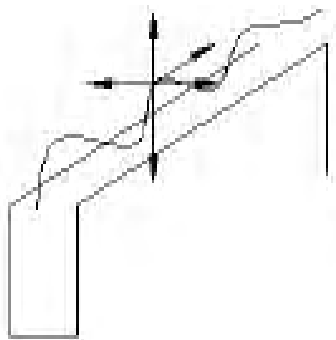


Рис. 4. Схема нагружения поверхностей цепь – шина

Подтверждением этого являются также результаты измерений ширины паза (b) по длине (l) и глубине (h) паза. Зависимость износа от координаты длины имеет волнообразный характер (см. рис. 5).

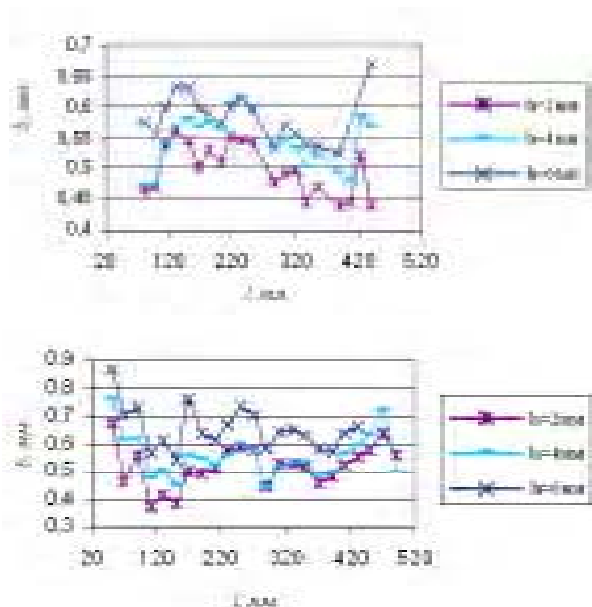


Рис. 5. Распределение износа по длине паза направляющей дереворежущей пилы (на разных уровнях по высоте – 2, 4 и 6 мм, две стороны шины)

Для исследования закономерностей изнашивания в условиях трехмерного контактного нагружения необходимо изучить вклад в изнашивание каждого из факторов нагружения в отдельности и во взаимодействии. Изучение влияния факторов нагружения на износ возможно моделированием их на экспериментальной установке. Однако для воспроизведения режимов нагружения в модельных условиях необходимо знать режимы нагружения в натурных условиях, определение которых связано с некоторыми трудностями.

Сложность нагружения в рассматриваемых со-

пряжениях не позволяет поместить датчик для измерения силы непосредственно в рабочей зоне. Поэтому можно пойти путем косвенных измерений. Поскольку ударное взаимодействие характеризуется импульсом силы, изменением количества движения, силой и энергией удара, а эти параметры зависят от скорости и ускорения, т. е. от кинематики, то задача состоит в нахождении закона относительного колебательного движения, а скорость и ускорение являются производными от смещения.

В условиях эксплуатации рассматриваемых натурных трибосопряжений очень сложно разделять и контролировать параметры их нагружения. Поэтому для получения зависимостей между параметрами нагружения и износостойкостью необходимо провести испытания на изнашивание в модельных условиях.

Установка для моделирования реального трибосопряжения должна удовлетворять следующим требованиям:

- 1) обеспечивать воспроизведение в модельных условиях:
 - геометрии контакта;
 - кинематики относительного движения контактных поверхностей;
 - среды;

2) обеспечивать возможность воспроизведения факторов нагружения, их регулирование, контроль, разделение либо объединение в различных комбинациях (например, проскальзывание в одном и двух направлениях с ударами или при переменной нормальной нагрузке без разрыва контакта).

Качественным критерием эквивалентности условий нагружения в модельных и в натурных условиях может служить принцип равенства структурных и фазовых превращений в материале натурных деталей и модельных образцов.

Количественным критерием эквивалентности условий нагружения в модельных и в натурных условиях может служить принцип равенства энергетической интенсивности изнашивания, т.к. количественной мерой взаимодействия и при ударе, и при проскальзывании может служить энергия трибовзаимодействия, которую предлагается определять расчетным путем.

Энергетическая интенсивность изнашивания

$$\frac{W}{V} = \frac{W}{L \cdot b \cdot h}, \quad (1)$$

где i – износ (определяется экспериментально);

W – энергия трибовзаимодействия.

Энергия трибовзаимодействия равна сумме работы трения и суммы потерь кинетической энергии колебаний при ударе:

$$W = W_{\text{тр}} + W_{\text{уд}}. \quad (2)$$

Энергию удара определим как разность кинетической энергии до и после удара:

тической энергии до и после соударения:

$$\frac{1}{2}mv^2 - \frac{1}{2}mv'^2 = K_R \frac{1}{2}mv^2, \quad (3)$$

где v – скорость в момент соударения;
 K_R – коэффициент восстановления;
 m – масса соударяющихся подвижного тела, ударяющегося о неподвижное, если задан коэффициент восстановления, или

$$\frac{1}{2}mv^2 - \frac{1}{2}mv'^2 = \frac{1}{2}m(\ddot{x}^2 + \ddot{y}^2 + \ddot{z}^2) \Delta t_i, \quad (4)$$

где m – масса соударяющихся подвижного тела, ударяющегося о неподвижное;

f_x, f_y – значения коэффициентов трения, измеряемые вдоль соответствующих осей координат;

$\ddot{x}, \ddot{y}, \ddot{z}$ – ускорения вдоль соответствующих осей

Δt_i – продолжительность i -го соударения, начинающегося в момент времени t_i , если задано время контакта при ударе.

Работу трения в условиях разрывов контакта определим как сумму работ за каждый акт контактирования

$$A_{\text{тр}} = \sum_{i=1}^n \int_{t_i}^{t_{i+1}} f_x \dot{x} + f_y \dot{y} dt, \quad (5)$$

где i – номер соударения;

n – количество соударений за цикл испытаний.

Вычисление энергии трибовзаимодействия возможно путем создания динамических моделей рассматриваемых виброударных систем.

Математическая модель виброударной системы включает в себя:

- алгоритм учета взаимного влияния параметров кинематики движения между соударениями и параметров соударений, составной частью которого является описание свойств соударяемых поверхностей, влияющих на процесс соударения;

- модели колебательных систем (т.е. без учета ограничителя), учитывающие их упругие, инерционные и демпфирующие свойства.

Учет взаимного влияния параметров кинематики (подвижных частей рассматриваемой) виброударной системы (закон движения, скорость и ускорение в момент соударения) и соударений (скорость соударения, ударный импульс, сила, энергия удара) можно осуществить двумя путями: либо через коэффициент восстановления, либо путем учета нормальной силы в контакте в уравнении движения. Здесь может быть использовано упрощающее предположение из теории Герца, согласно которому контактные деформации локализуются

в тонком поверхностном слое, массой, и, следовательно, инерционностью которого можно пренебречь, а потому в динамике имеют место те же зависимости, что и в статике. Сила взаимодействия выражается степенной зависимостью от сближения:

$$F = \frac{E^* R^{1/2} \delta^{3/2}}{2}, \quad (6)$$

где δ – величина сближения поверхностей,

β, λ – коэффициенты, учитывающие упругие свойства контактных поверхностей и их геометрические параметры.

Как при описании взаимного влияния параметров кинематики и соударений коэффициентом восстановления, так и при решении для этого контактной задачи, относительное движение деталей трибосопряжений описывается кусочно-непрерывной функцией, получаемой методом припасовывания.

В первом случае из параметров ограничителя необходимы расстояние от него до положения равновесия и коэффициент восстановления, выражающий его упругие свойства, во втором – расстояние до положения равновесия, константы, характеризующие упругие свойства материала ограничителя (а также ударника) и геометрия контактной поверхности ограничителя (а также ударника). Второй путь является предпочтительным, т.к. при этом находится необходимая для вычисления работы трения продолжительность контакта. Но тогда необходимо вместо коэффициента восстановления задать еще и зависимостями, характеризующими несовершенную упругость материалов ударника и ограничителя, гистерезисные потери.

Вследствие сложного движения поверхности контактирующих тел могут при входе в контакт занимать различные положения друг относительно друга. Это обуславливает различную постановку контактной задачи. Возможны три варианта:

1) контакт плоских шероховатых поверхностей (звеньев и стенок паза, АВП) при отсутствии перекоса.

Зависимость между силой и сближением для такого случая найдена Э. В. Рыжовым [1, 2] путем моделирования шероховатости набором различных регулярно расположенных эллипсоидов и имеет вид:

- при контакте эллипсоидов с параллельными большими осями ($\omega = 0^\circ$)

$$F = \frac{E^* R^{1/2} \delta^{3/2}}{2} \left(\frac{r_i}{R} \right)^{1/2}, \quad (7)$$

где r_i – радиусы при вершинах неровностей шероховатости i -го тела;

y – сближение;

A_c – контурная площадь контакта;

n_δ – коэффициент, зависящий от главных кривизн соприкасающихся тел в месте контакта и угла

между плоскостями главных кривизн;

$\sum k$ – сумма главных кривизн соприкасающихся вершин микронеровностей;

k_1 – упругая постоянная сжимаемых тел, зависящая от их модулей упругости и коэффициента Пуассона;

N_1, N_2, m_1, k_4 – коэффициенты, зависящие от параметров шероховатости;

- при контакте эллипсоидов с перпендикулярными большими осями ($\omega = 90^\circ$)



$$, \quad (8)$$

где r_1, r_2 – приведенные радиусы скругления неровностей соответственно 1-го и 2-го тела;

$r_{прод i}, r_{перп i}$ – радиусы скругления неровностей i -го тела соответственно в продольной и поперечной плоскости;

2) контакт плоских шероховатых поверхностей (звеньев и стенок паза) при наличии перекоса. Тогда будет иметь место точечный контакт кромок звена и шины. Тогда зависимость между силой и сближением в общем случае имеет вид [3]:



$$, \quad (9)$$

где d – сближение;

E^* – приведенный модуль упругости;

R', R'', R_e – большой и малый относительные и эквивалентный радиусы кривизны;

3) контакт криволинейных поверхностей рельсов шины и пят звеньев. Если аппроксимировать контактную поверхность пята звена цилиндром радиусом R_1 , а соответствующий участок поверхности шины – цилиндром радиусом R_2 , то можно воспользоваться формулой для расчета величины площадки контакта двух цилиндров [4]:



$$, \quad (10)$$

где a – длина хорды, вдоль которой происходит контакт;

R_1, R_2 – радиусы цилиндров;

p – давление в контакте;

E_i, σ_i – упругие параметры i -го тела.

Учтем шероховатость поверхности по приведенным выше формулам, предлагаемых Э.В. Рыжовым,

полагая, что площадка контакта мала и хорда приблизительно равна дуге, т.е. считая область контакта плоским прямоугольником



$$,$$

где



$$.$$

В работе [1] указывается, что сближение поверхностей при упругом контакте (а мы здесь рассматриваем именно упругие деформации) как при отсутствии, так и при наличии скольжения меняются незначительно. Следовательно, формулы статической деформации, описывающие связь между нормальной силой и сближением, применимы и в данном случае, когда, кроме сближения-удаления (по нормали), поверхности также совершают еще и два тангенциальных движения, сопровождающиеся трением.

Учет упругих, инерционных и демпфирующих свойств рассматриваемых колебательных систем производится обычным образом при составлении дифференциальных уравнений их движения, например, уравнений Лагранжа. В случае описания колебаний цепи последняя методологически разбивается на участки, каждый из которых рассматривается как одномерное упругое тело. Цепь является системой со многими степенями свободы, поэтому в качестве модели ее как упругого колеблющегося тела (колебательной системы без учета ограничителей) могут выступать как системы обыкновенных дифференциальных уравнений для систем с сосредоточенными параметрами, так и уравнения в частных производных для систем с распределенными параметрами.

Решения этих уравнений получают припасовыванием решений для отдельных временных интервалов. Припасовывание производится в следующих случаях:

- при изменении количества шарниров на участке. При этом меняется количество степеней свободы системы, изменяется вид уравнений;

- при ударе.

Для удара:

- меняются начальные условия для движения, перпендикулярного движению, приведшему к соударению;

- для движения, приведшего к удару, припасовывается решение уравнения с новыми начальными условиями и с членом, содержащим зависимость силы от сближения. Из условия $N(t) = 0$, выражающего разрыв контакта, находится продолжительность соударения. При численном интегрировании по формуле (5) учитываются переменные значения скоростей скольжения в каждом из направлений и переменные значения нормальной нагрузки в контакте. В результате получаем энер-

гию трибозаимодействия;

Представленная методика позволяет рассчитать (с помощью предлагаемой математической модели виброударной системы) параметры нагружения в контакте трибосопряжения со сложными условиями трехмерного динамического нагружения, например, в сопряжении цепь-шина цепной дерево-режущей пилы или моделирующей его экспериментальной установке. Ее также можно использовать при построении модели износа в зависимости от факторов нагружения путем сопоставления результатов физического эксперимента по определению интенсивности изнашивания и численного эксперимента по определению параметров нагружения. Такая модель не будет раскрывать или учитывать физический механизм увеличения изнашивания, а будет служить лишь установлению зависимости между факторами нагружения и износом с учетом продолжительности процесса испытаний.

Список литературы

1. Э.В. Рыжов Контактное взаимодействие твердых тел при статических и динамических нагрузках. М.: "Машиностроение", 1982. – 247 с.
2. Э.В. Рыжов Контактная жесткость деталей машин М.: "Машиностроение", 1966. – 196 с.
3. К. Джонсон. Механика контактного взаимодействия М.: "Мир", 1989. – 510 с.
4. В. Г. Рекач Руководство к решению задач по теории упругости. М.: "Высшая школа" 1966. – 228 с.

Поступила в редакцию 24.05.2006 г.

Розглянуто методику математичного опису факторів навантаження в трибостистемах з тривимірним динамічним навантаженням, де експериментальне визначення параметрів навантаження має труднощі.

Procedures for mathematical description of loading factors in tribosystem with three-dimensional dynamic loading have been considered where experimental estimation of loading parameters presents difficulties.

УДК 621.791.75

Э. П. Грибков, А. В. Шевченко

ИЗГОТОВЛЕНИЕ ПОРОШКОВОЙ ПЛЮЩЕНКИ ДЛЯ ВОССТАНОВИТЕЛЬНОЙ НАПЛАВКИ

Предложена математическая модель процесса плющения порошковой проволоки в монометаллической оболочке, позволяющая прогнозировать и определять плотность порошка и геометрию после прокатки.

Сравнительный анализ технико-экономических характеристик альтернативных вариантов регенерации конструктивных размеров изнашивающихся рабочих поверхностей показывает, что в современных условиях дефицита материальных и энергетических ресурсов восстановительная наплавка является высокоэффективным ресурсосберегающим технологическим приемом. Отсутствие математического аппарата по определению результирующих геометрических и физико-механических характеристик порошковой плющенко делает актуальной задачу разработки математической модели напряженно-деформированного состояния при реализации данного процесса.

Цель настоящей работы – разработка математического аппарата для оптимизации технологических режимов изготовления порошковой плющенко.

Математическая модель напряженно-деформированного состояния в очаге деформации при плющении порошковой проволоки была основана на совместном анализе условия пластичности и дифференциального уравнения равновесия выделенного элементарного объема. Здесь следует отметить, что в данной модели рассматривается процесс плющения порошковой проволоки в монометаллической оболочке, причем основным допущением в этом случае является отсутствие пласти-

ческой деформации оболочки.

Принимая в качестве исходных данных результаты анализа экспериментальных исследований, введем следующие допущения:

- в качестве закона трения принят закон Кулона-Амонтона

$$\tau_{xzj} = f_{xcj} p_{xzj}, \quad (1)$$

где τ_{xzj} – касательные напряжения на контактной поверхности;

p_{xzj} – нормальные контактные напряжения;

f_{xcj} – коэффициент трения на контактной поверхности;

- металл в процессе плющения течет только в поперечном направлении (допущение, основанное на результатах экспериментальных исследований);

- механические свойства металла по ширине ленты непостоянны, поэтому необходимо определять механические свойства σ_{sji} и относительную деформацию ε_{xji} в каждом элементарном объеме металла.

Схема к расчету ε_{xji} представлена на рис. 1.

$$\varepsilon_{xji} = \frac{\Delta x_{ji}}{x_{ji}}, \quad (1)$$

этовки для данного

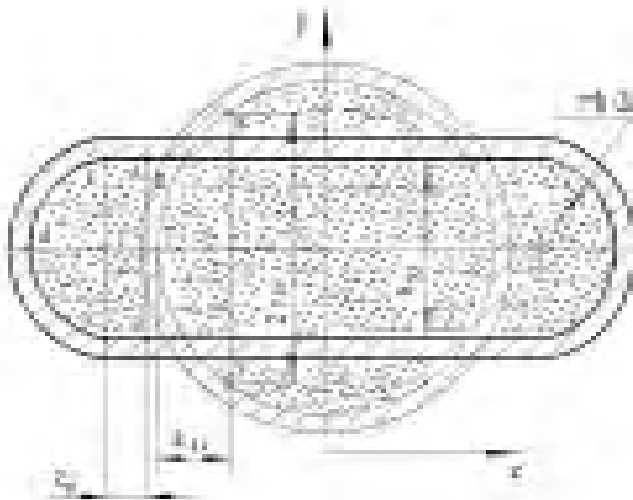


Рис. 1. Расчетная схема к расчету относительной деформации ε_{xji}

элементарного объема, находится из условия равенства площади фрагмента плющеной ленты $ABCdE$ и сегмента исходной заготовки FmK , причем:

$$\text{[Diagram: A horizontal rectangle representing a segment of the original blank]} \quad (3)$$

$$\text{[Diagram: A horizontal rectangle representing a segment of the original blank]} \quad (4)$$

a_i – высота сегмента FmK , которая выражается через y_{zo} , т.к. в уравнении (3) два неизвестных:

$$\text{[Diagram: A horizontal rectangle representing a segment of the original blank]} \quad (5)$$

Выразив с учетом принятых допущений геометрические характеристики, а также напряжения τ_{xzji} , p_{xzji} , σ_{xzji} в конечно-разностном виде, рассмотрим двумерное условие статического равновесия выделенного элементарного объема металла в зоне пластического формоизменения [2]:

$$\text{[Diagram: A horizontal rectangle representing an elementary volume]} \quad (6)$$

В то же время для порошкового материала нормальные напряжения σ_x можно выразить через нормальные контактные напряжения p_{xzji} преобразовав условие пластичности для сыпучих сред, аналитическое описание которого с учетом допущения о плоскодеформированном состоянии порошковой среды имеет следующий вид [2]:

$$\text{[Diagram: A horizontal rectangle representing an elementary volume]} \quad (7)$$

где α_{xi} , β_{xi} – текущие по длине очага деформации значения коэффициентов, учитывающих специфику деформации именно порошковой среды;

σ_{xi} – текущее значение предела текучести твердой фазы данной порошковой композиции.

Текущие значения коэффициентов α_{xi} и β_{xi} , согласно рекомендациям работы [2] могут быть определены как:

$$\text{[Diagram: A horizontal rectangle representing an elementary volume]} \quad (8)$$

где γ_{xi} – текущее по длине очага деформации значение относительной плотности;

a , m , n – постоянные для каждого конкретного состава значения коэффициентов, характеризующих интенсивность изменения α_{xi} и β_{xi} в зависимости от изменения показателя относительной плотности γ_x .

В общем случае с учетом рекуррентной формы решения, принятого закона трения (1), условия пластичности (7) и с учетом известных значений σ_{xzji} и p_{xzji} уравнение (6) содержит одно неизвестное $p_{xzj(i+1)}$. Решив это выражение [3] относительно $p_{xzj(i+1)}$ можно определить полностью напряженное состояние в очаге деформации.

Значения деформирующих напряжений в зоне пластического формоизменения определяли последовательно для каждого элемента, т.е. решали задачу в рекуррентном виде, и переходя далее по длине очага деформации. Направление вычислительного процесса приняли от кромок ленты к центру.

Силу плющения, приложенную к j , i -му элементарному объему, определили следующим образом:

$$\text{[Diagram: A horizontal rectangle representing an elementary volume]} \quad (9)$$

Момент, приложенный к j , i -му элементу

$$\text{[Diagram: A horizontal rectangle representing an elementary volume]} \quad (10)$$

Сила и момент приложенные к j -му сечению:

$$P_{xx} = \sum_{i=1}^{n_z/2} P_{xz}, \quad M_x = \sum_{i=1}^{n_z/2} M_{xz}, \quad (11)$$

где n_z – задаваемое количество разбиений по ширине каждого отдельного поперечного сечения.

Полные сила и момент плющения:

$$\text{[Diagram: A horizontal rectangle representing an elementary volume]} \quad (12)$$

$$\text{[Diagram: A horizontal rectangle representing an elementary volume]} \quad (13)$$

где k_x – задаваемое количество разбиений по длине очага деформации.

Все представленные выше зависимости легли в основу математической модели процесса плющения порошковой проволоки в монометаллической оболочке. В результате реализации полученной модели были определены геометрические характеристики очага деформации, распределения плотности порошкового сердечника по длине и ширине ленты, локальные и интегральные значения энергосиловых параметров, а именно:

- ширину площади контакта и толщину каждого j -го элемента;
- значения средних нормальных контактных напряжений в каждом j -ом элементе;
- значения интегральной по ширине сечения силы прокатки в каждом j -ом элементе;
- суммарную силу прокатки;
- момент плющения.

В качестве примера результатов численной реализации разработанной математической модели на рис. 2 представлены распределения локальных и интегральных характеристик процесса плющения. Результаты получены для случая плющения проволоки с сердечником из железного порошка диаметром $d_0 = 5,0$ мм относительной плотностью равной 0,35 при радиусе рабочих валков $R_B = 50$ мм и могут быть использованы при назначении технологических режимов плющения в зависимости от требуемых показателей геометрии плющенки, а также требуемой относительной плотности порошкового сердечника.

Полученные результаты подтверждают возможность использования разработанной математической модели для проектирования оптимальных технологических режимов процесса плющения порош-

ковой проволоки в монометаллической оболочке, позволяющими получать электроды с требуемыми значениями плотности сердечника и геометрией плющенки.

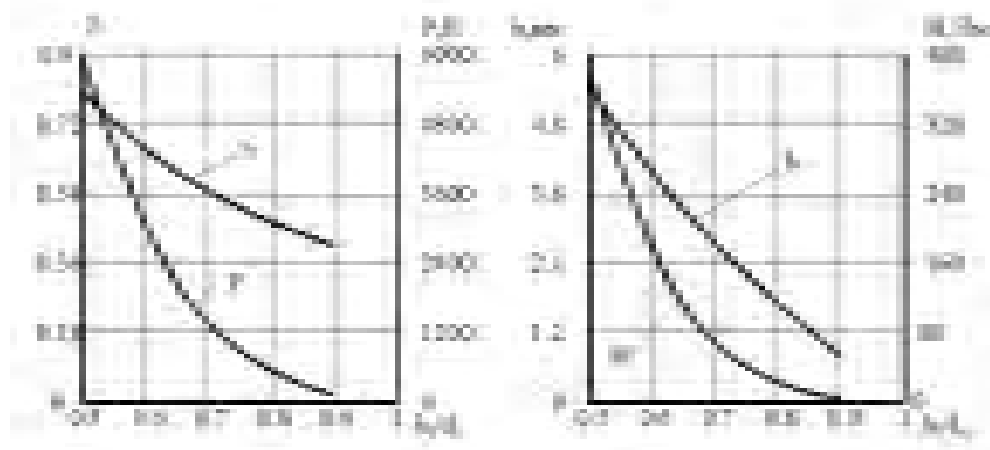


Рис. 2. Расчетные распределения интегральных характеристик процесса плющения порошковой проволоки

Список литературы

1. Грибкова С.Н., Дворжак А.И., Шевченко А.В. Математическое моделирование напряжений и деформаций при производстве электродной плющенки // Вісник Харківського держтех університету сільського господарства. – Харків: ХДТУСГ, 2005. – С. 44-49.
2. Прогрессивные технологические процессы штамповки деталей из порошков и оборудование/ Г.М. Волкогон, А.М. Дмитриев, Е.П. Добряков и др.: Под общ. ред. А.М. Дмитриева, А.Г. Овчинникова. – М.: Машиностроение. – 1991. – 320 с.
3. Грибкова С.Н., Шевченко А.В. Совершенствование технологии изготовления порошковой плющенки для наплавки прокатных валков // Сб. тез. IV Междунар. научн.-практ. конф. "Интеллект молодых – производству 2005". – Краматорск, 2005: НКМЗ. – С. 64-66.

Поступила в редакцию 29.05.2006 г.

Запропоновано математичну модель процесу плющення порошкового дроту в монометалевій оболонці, що дозволяє прогнозувати і визначати щільність порошку і геометрію після прокатки.

Proposed is the mathematical model for flattening powdered wire in monometallic casing enabling to predict and determine powder density and geometry after rolling.

УДК 621.314

Е. Н. Верещаго, И. Ф. Фельдшер, В. И. Костюченко

НОВЫЙ ИСТОЧНИК ПИТАНИЯ ДЛЯ ПЛАЗМЕННОЙ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ

В связи с развитием спроса на преобразователи с высокой объемной плотностью энергии для плазменной обработки деталей, предложена новая более эффективная топология преобразователя с LCC-цепью. Имитационная модель подтвердила возможность уменьшения потерь переключения и получения высоких КПД (94 %) и коэффициента мощности (0,9) в диапазоне нагрузок от 20 % до 100 % номинальной. Также она дает возможность ключевым транзисторам источника функционировать с минимальными потерями при переключении во всем диапазоне нагрузок с частотой переключения до 150 кГц. По сравнению с известной топологией здесь требуется лишь незначительное количество дополнительных компонентов.

Поверхностная обработка деталей (современный электротехнологический процесс) с использованием нагрева концентрированными потоками энергии (электронный луч, лазерное излучение, плазменная дуга) является существенным резервом экономии материальных, трудовых и энергетических затрат. При этом определяющие показатели технологического процесса зависят не только от выбранного способа обработки (технологии), но и в существенной мере от параметров и режимов работы отдельных элементов (блоков) технологического оборудования.

Использование плазматронов в сварочной технике и в смежных с ней отраслях получило интенсивное развитие во второй половине XX века. Интересно, что по плотности энергии плазменный источник тока находится в промежуточном, но более выгодном положении между электронно-лучевыми и лазерными источниками тепла [1].

Одним из перспективных направлений развития плазменной техники в настоящее время является создание малогабаритных и экономичных источников тока, построенных на инверторных преобразователях [1-3]. Заметим, что для плазменной техники это направление более актуально, чем для электродуговой сварки, в силу больших мощностей плазматронов.

Широкое внедрение современной электротехнологии и создание новых высокоэффективных технологических процессов немыслимы без непосредственного совершенствования управления плазменной дугой, источников ее питания. Качественные и точностные показатели зависят не только от технических возможностей оборудования, но и от гибкости реализуемого технологического процесса – способности управлять по определенной программе электрическими и тепловыми характеристиками дуги на уровне мгновенных значений тока и напряжения. Актуальность решения этой задачи постоянно возрастает в связи с требованиями технологического прогресса к качеству и точности конеч-

ного продукта, экономичности производства, ресурсо- и энергосбережению.

Современные источники питания для дуговой нагрузки строятся главным образом по инверторному принципу с "жестким" режимом переключения (Hard Switch, сокращенно HS). Повышение частоты преобразования желательно как с точки зрения возможностей управления сварочной электрической и плазменной дугой как источников нагрева, которые могли бы поднять сварочную технологию на более высокий уровень, так и снижения массогабаритных показателей.

Как известно [3] повышение частоты преобразования (> 20 кГц) приводит к увеличению, в основном, потерь на переключение. В то же время нужно иметь в виду, что в процессе создания источников питания приходится решать и вопросы обеспечения высоких энергетических характеристик, малого уровня пульсаций и помех, высокой стабильности энергетических параметров. Комплекс перечисленных требований наиболее эффективно можно удовлетворить, используя новые резонансные и квазирезонансные преобразователи. В промышленном производстве эти преобразователи проявляются медленно в процессе развития технологии, а их проектирование упрощается [3].

С точки зрения коммутационных потерь к источнику питания дуговой нагрузки предъявляются специфические требования [2, 3]:

- регулирование выходных параметров в широких пределах при большом диапазоне изменения параметров нагрузки (практически от холостого хода до короткого замыкания);

- обеспечение высокого быстродействия.

Это означает, что для снижения потерь режим работы снабберов должен быть независимым от нагрузки.

Пожалуй, из двух методов квазирезонансных технологий с переключением при нулевом токе (ZCS) и нулевом напряжении (ZVS) наиболее подходящей при больших нагрузках является ZVS-техно-

логия [2]. Исходя из этого основное внимание сосредоточим на квазирезонансных преобразователях, переключаемых при нулевом напряжении, имея в виду их дальнейшее использование в источниках питания, мощность которых составляет единицы и десятки киловатт.

К недостаткам резонансной и квазирезонансной топологии относятся [2, 4]:

- коммутационные потери при выключении;
- сложности с устранением коммутационных потерь в широком диапазоне мощностей нагрузки;
- большие затраты из-за дополнительных элементов схемы, например, в мультрезонансных конверторах с переключением при нулевом токе (ZCS) и нулевом напряжении (ZVS) [2, 4].

Серьезным недостатком традиционного PS-ZVS-FB конвертора является зависимость ZVS-состояния от нагрузки и потеря его при малых нагрузках. Действительно, транзисторы, например, S1 или S2 могут быть включены только после того, как конденсаторы C1 или C2 будут полностью разряжены. Разряд последних производится током нагрузки, приведенным к первичной обмотке трансформатора. Очевидно, что если ток нагрузки мал, то разряд конденсатора может происходить достаточно долго, а на холостом ходу разряд практически невозможен. Тогда при следующем включении транзистора конденсатор прямо разряжается на последний. В этом случае запасенная энергия в нем рассеивается в транзисторе в виде тепла

$$P_{Son} = (C f_S U_{in}^2)/2,$$

где f_S – частота коммутации. Поэтому почти каждое приложение нуждается в большой коммутирующей индуктивности, включенной последовательно с мощным трансформатором для получения ZVS-режима в широком диапазоне нагрузок. В результате имеем неприемлемо высокие потери проводимости и уменьшенный рабочий цикл.

В дальнейшем будет показана возможность новой ZVS-топологии для решения широкого круга задач, возникающих при создании источников питания для дуговой нагрузки.

Схема такого преобразователя и теоретические временные диаграммы токов и напряжений, удовлетворяющая требованиям к источникам питания дуги, представляющей собой существенно нелинейную и весьма динамичную нагрузку, приведены на рис. 1. Это полномостовой квазирезонансный преобразователь с фазовой модуляцией (PS-ZVS-FB-PWM Converter). Расположенные по диагонали мостовой схемы ключи S1, S2 и S3, S4 возбуждаются вместе в полномостовом конверторе и поочередно подключают первичную обмотку трансформатора к входному напряжению питания в течение некоторого времени ton . S1 и S3 ведущие ключи, в то время как S2 и S4 переключаются со сдвигом фазы. Эффективное управление рабочим

циклом производится изменением сдвига фазы между сигналами возбуждения ключей одной половины моста относительно другой. В отличие от типового PS-ZVS-FB конвертора в данной схеме используются две T-образные схемы C6-L_{K1}-C7 и C8-L_{K2}-C9. Относительно зажимов питания C6-C7 и C8-C9 представляют собой емкостные делители напряжения, вследствие чего напряжение на L_{K1}, L_{K2} есть $\pm U_{in}/2$. Традиционный PS-ZVS-FB DC-DC преобразователь с LCC-контуром расширяет ZVS-диапазон без свойственной для общепринятого конвертора потери рабочего цикла.

Выбор основных элементов

Выбор снабберных конденсаторов C1-C4 важен с точки зрения получения минимальных потерь при выключении транзисторов S1-S4 и устойчивой работы инвертора. При разработке конвертора согласно [3] принимаем

$$C_i = C_{crit} = (I_C t_f)/(4 U_{in}), \quad (i = 1 \dots 4),$$

где t_f – время спада тока коллектора I_C .

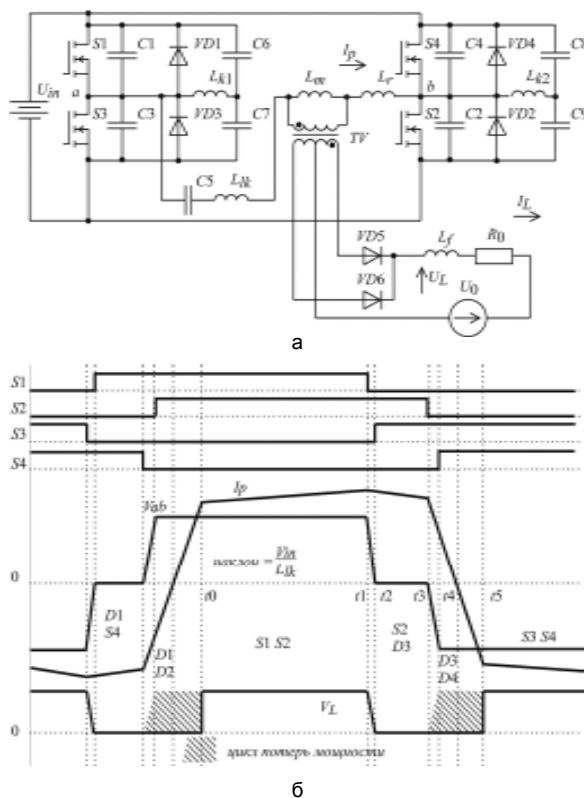


Рис. 1. Базовый FB-ZVS-PWM конвертор: а – схема нового ZVS-преобразователя; б – временные диаграммы

Резонансная цепь образуется $L_{K1} + L_{JK} + L_r$ совместно с $C1$, $C3$ и выходными емкостями C_{OSS} $S1$, $S3$. Для того, чтобы гарантировать ZVS-режим общая индуктивность должна удовлетворять соотношению [4]:

$$L_{res} \geq \frac{U_{in}}{I_{Lmin}} \cdot \frac{1}{\omega_s} \cdot \frac{1}{n} \quad (1)$$

где n – коэффициент трансформации; I_{ZVS} критическое значение тока, необходимое для ZVS; L_{JK} – индуктивность рассеяния трансформатора; L_r – резонансная индуктивность.

Внутреннее сопротивление источника электропитания зависит, в первую очередь, от индуктивности рассеяния трансформатора L_{JK} . Из временных диаграмм (рис. 1) видно, что на интервале $[t3, t5]$ проводят оба диода $VD5$, $VD6$ и вторичная обмотка трансформатора закорочена, что вызывает сокращение длительности импульсов напряжения, прикладываемого ко входу выпрямителя и снижение выходного напряжения. Таким образом, в интервале $[t3, t5]$ имеет место сокращение рабочего цикла на вторичной стороне (цикл потерь отмечен заштрихованной зоной на рис. 1). Это приводит к увеличению потерь проводимости для первичной стороны и необходимости увеличения напряжения на вторичной стороне трансформатора (уменьшению коэффициента трансформации n). Уместно отметить, что обеспечение трапециевидной формы тока на выходе трансформатора в нашем случае является эффективным средством исключения помех, создаваемых в источнике питания инерционностью выпрямительных диодов.

В предписании для достижения ZVS-режима при переключении вводится преднамеренная задержка между включением и выключением очередного транзистора. На рис. 1 это отражено как интервалы времени $[t1, t2]$ и $[t3, t4]$. Ясно, что эти два отрезка сокращают интервал передачи энергии. Задержка для первого переключения в треугольной аппроксимации определится как

$$t_{d1} = \frac{L_{JK}}{U_{in}} \cdot I_{Lmin} \quad (1)$$

где I_{Lmin} – минимальный ток в выходном реакторе приблизительно равный I_{ZVS} (пульсациями в выходном токе пренебрегаем в виду их незначительности); I_m – ток намагничивания.

Выходная емкость в рассматриваемой схеме во время задержки переключения разряжается резонансным способом. Время задержки оценивается как одна четвертая часть периода резонанса

$$t_{d2} = \frac{1}{4} \cdot \frac{1}{\omega_{res}} \quad (2)$$

При подстановке в (1) (2) получим

$$t_{d1} + t_{d2} = \frac{L_{JK}}{U_{in}} \cdot I_{Lmin} + \frac{1}{4} \cdot \frac{1}{\omega_{res}} \quad (3)$$

Положим, что выходной ток I_L имеет малые пульсации и I_{ZVS} небольшой ($\leq 25\%$) по сравнению с номинальным током нагрузки, тогда рабочий цикл потерь на основании (1) и (3) оценивается как

$$\eta_{loss} = \frac{t_{d1} + t_{d2}}{T_s} \quad (4)$$

где $I_0 = I_{out}$ – выходной ток.

Таким образом, для большой ZVS – области в базовом применении будут иметь значительные потери проводимости. Для традиционного применения должны иметь запас энергии много больший E_{min} , необходимого для обеспечения ZVS. Энергия циркуляции в этом конвертере может быть оценена с помощью выражения

$$E_{circ} = \frac{1}{2} \cdot L_{JK} \cdot I_{Lmin}^2 \quad (5)$$

Компьютерная модель и результаты исследования рассматриваемого преобразователя

Для исследования и проектирования FB-ZVS-PWM DC-DC конвертора использован пакет TCAD [2, 4]. Модель содержит мостовой преобразователь на МОП-транзисторах, шунтированных диодами, источник питания, снабберы, LCC-контур и схему управления, реализующую типовой закон управления [2]. В этой модели учтены внутренние параметры ключей, диодного выпрямителя, регулятора и пр. В качестве нагрузки выбрана активно-индуктивная с противо-ЭДС. Блоки измерения измеряют ток и напряжение на нагрузке, ток и напряжение на силовом ключе.

Чтобы оценить эффективность нового преобразователя, его динамические свойства, потери переключения, было проведено моделирование. Расчетным путем определены следующие параметры основных компонентов: $C1 - C4 = 10$ нФ; $L_{K1} = L_{K2} = 276$ мкГн; $L_f = 300$ мкГн; $L_{JK} + L_r = 20$ мкГн; $C6 - C8 = 0,68$ мкФ. При моделировании использовались следующие параметры: $U_{in} = 540$ В; $f_s = 26$ кГц; $U_L = 250$ В; $U_0 = 120$ В; $I_L = 0 \div 100$ А. На рис. 2 показаны временные диаграммы тока и напряжения на первичной обмотке, напряжения и тока силового транзистора инвертора в режиме сниженной выходной мощности при фазовом сдвиге 85 эл. градусов и временной задержке 1,5 мкс. Как видно из рис.2, результаты моделирования подтверждают эффективность нового преобразователя по сравнению с базовым. Видно, что транзисторы работают почти с отсутствием потерь переключения. При этом имеет место полный обмен зарядами снаб-

берных конденсаторов C1 -C4. Транзисторы S1 -S4 в этом случае включаются при нулевом напряжении (ZVS).

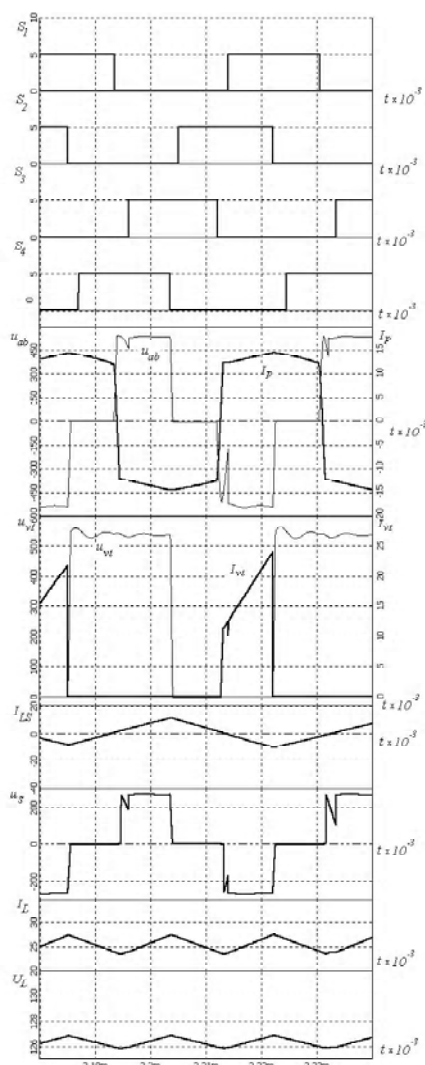


Рис. 2. Временные диаграммы токов и напряжений нового ZVS-преобразователя

У зв'язку з розвитком попиту на перетворювачі з високою об'ємною густиною енергії для плазмової обробки деталей, запропонована нова більш ефективна топологія перетворювача з LCC-ланцюгом. Запропонованою схемою побудова силової частини являється квазірезонансний перетворювач на базі інвертора з дроселем в ланцюг змінного струму. Функціональна модель підтвердила можливість зменшення втрат перемикання і отримання високих ККД (94 %) і коефіцієнта потужності (0,9) у діапазоні навантажень від 20 % до 100 % номінальної. Також вона дає можливість ключовим транзисторам джерела функціонувати з мінімальними втратами при перемиканні у всьому діапазоні навантаження з частотою перемикання до 150 кГц. У порівнянні з відомою топологією тут вимагається лише незначна кількість додаткових компонентів.

A new more effective topology of a converter with LCC circuitry has been proposed in connection with the advancement of a demand for converters of a high volumetric energy density for plasma treatment of parts. Simulation model has proved potentialities of decreasing change-overs losses and obtaining high efficiency (94 %) and power coefficient (0.9) in a range of loadings from 20 % to 100 % of rated ones. This provides principal source transistors to work with minimum losses during change-over in all range of loading with frequency of change-over up to 150 kHz a few additional components are required for this new topology as compared to known one.

Выводы

Топология базового PS -ZVS -FB конвертора, объединенная с LCC-контуром, дает возможность ключевым транзисторам инвертора источника питания функционировать с минимальными потерями во всем диапазоне нагрузки. Компьютерное моделирование процессов даже при быстрых изменениях нагрузки, при которых транзисторы преобразователя практически не эксплуатируются, подтвердили очень низкие потери переключения.

Предложенная топология квазирезонансного инвертора удобна для использования в качестве источника питания дуговой нагрузки.

Потери в рабочем цикле в предлагаемом конверторе зависят только от конструктивных ограничений согласующего трансформатора (определяются индуктивностью рассеяния трансформатора).

Список литературы

1. Смирнов В.В., Роговой М.Д., Повстан В.М. Работы источника сварки России в области плазменного оборудования и технологий (Обзор) // автоматическая сварка. – 2000. – №12. – С. 17 - 20.
2. Верещаго Е. Н., Квасницкий В.Ф., Явишев Д.И. Источник питания сварочной дуги на основе ZVS-схемы // Техническая электродинамика. – 2005. – №6. – С. 24 -28.
3. Схемотехника инверторных источников питания для дуговой сварки / Е.Н. Верещаго, В.Ф. Квасницкий и др. – Николаев: УГМТУ, 2000. – 283 с.
4. Jovanovic M. Zero- Voltage- Switching Technique in High-Frequency off-line Converters // IEEE Proceedings of APEC, 1988. – pp. 23-32.

Поступила в редакцию 22.06.2006 г.

УДК 621.793.72:620.178.16

Г. В. Похмурська, М. М. Студент, Я. Я. Сірак, Х. Р. Задорожна, О. Б. Шарапова

КОМПОЗИЦІЙНІ ЕЛЕКТРОДУГОВІ ПОКРИТТЯ ІЗ ЕЛЕКТРОДНИХ ПОРОШКОВИХ ДРОТІВ В АЛЮМІНІЄВІЙ ОБОЛОНЦІ ДЛЯ МАГНІЄВИХ СПЛАВІВ

Магнієві сплави знаходять все більше застосування у промисловості як конструкційний матеріал, проте низька зносостійкість не дозволяє використовувати їх як конструкційний матеріал в умовах абразивного зношування. Підвищити їх абразивну зносостійкість можна за допомогою композиційних зносостійких покриттів [1-2]. Мета даної роботи вивчити вплив шихти електродного порошкового дроту (ПД) на абразивну зносостійкість електродугових покриттів.

Вступ

Мала питома вага магнієвих сплавів при доволі високій питомій міцності і цілим рядом фізико-механічних характеристик робить їх цінними для різноманітних областей промисловості – машинобудування, сільського господарства, автомобілебудування, приладобудування, літакобудування, космічної техніки, радіотехніки, поліграфічної та текстильної промисловості. Магнієві сплави добре поглинають вібрацію, що важливо для авіації та машинобудування, проте мають низьку твердість (300-400 МПа) і, як наслідок, малу зносостійкість при абразивному та сухому терті. Тому підвищення зносостійкості магнієвих сплавів є важливою задачею для багатьох галузей промисловості.

Методика досліджень

Для нанесення на поверхню сплавів необхідних покриттів застосовувались ПД в алюмінієвій оболонці діаметром 1,6 мм, із різним ступенем заповнення (табл. 1). Дроти виготовляли із алюмінієвої стрічки перерізом 10×0,4 мм. В якості шихти були використані B_4C , SiC , $BK10$ та TiO_2 розміром 40-100 мкм.

На зразки з магнієвих сплавів наносили електродугові покриття із ПД товщиною 200 мкм при наступних режимах: напруга на дузі 32 В, струм 150 А, тиск розплюючого повітря 0,6 МПа, дистанція напilenня – 100 мм.

Визначення опору абразивному зношуванню

Таблиця 1 – Характеристики ПД

поверхні зразків проводили за двома методами, а саме: при терті не жорстко закріпленим абразивом (піском), а також жорстко закріпленим абразивом (абразивним кругом). Дослідження зношування не жорстко закріпленими абразивними частинками проводили за методом по ГОСТ 23.208-79. Суть методу полягає в тому, що в зону тертя гумового диску по поверхні зразка подавали просушений до вологості не більше 0,16 % кварцовий пісок. Діаметр гумового диска 50 мм, швидкість його обертання 160 об/хв (25 м/хв), час випробовування становив 5 хв, сила притискання диска до зразка становила 4,5 кг.

Порівняльні дослідження при терті зразків жорстко закріпленим абразивом проводили з використанням абразивного круга діаметром 150 мм, шириною 8 мм, із корунду марки СМ-2 розміром зерна 20 мкм, при швидкості обертання 125 об/хв (58 м/хв), навантаження в зоні лінійного контакту 1,5 кг, час випробування становив 30 хв. Зношування визначали за втратою маси зразка з точністю до 10^{-4} г.

Результати досліджень

1. Структура і мікротвердість покриттів

Покриття з ПД з шихтою $BK10$ має ламелярну будову (рис. 1). Основною матричною фазою покриття є сплав, який містить 2-3 % Co , 9-10 % WC , 1 % Mg та 87-89 % Al . Очевидно, що під час напilenня алюмінієва оболонка плавиться і в дузі досягає температури до 1900 °С. Карбід вольфраму, який має температуру плавлення 3400 °С, не встигає повністю розплавитись, проте частково розчиняється у розплаві алюмінієвого сплаву.

Мікротвердість напilenого покриття невелика і складає 1100-1300 МПа. Така невисока мікротвердість свідчить лише про те, що деякі часточки WC встигають повністю розчинитись у розплаві оболонки порошкового дроту при її плавленні в дузі. В той же час, очевидно, крупніші частинки, які не взаємодіють з розплавом, участі у формуванні покриття не беруть. Ті частинки WC , що не розплавля-

лись, при ударі об поверхню напилення не закріплюються на ній а лише пружно відбиваються від неї.

Покриття з порошкового дроту з шихтою V_4C також має ламелярну будову з включеннями часточок V_4C округлої форми (рис. 2).



Рис. 1. Мікроструктура сплаву AZ 31 із покриттям на основі Al+WSc $\times 100$



Рис. 2. Мікроструктура сплаву AZ 31 із покриттям із ПД
(B₄C), × 100

Мікротвердість покриття, напilenого із порошкового дроту $\text{Al}+\text{B}_4\text{C}$, є незначною і коливається в межах 1150-1600 МПа. Як і для порошкового дроту $\text{Al}+\text{BK10}$ лише незначна частина часточок B_4C бере участь у формуванні покриття.

Покриття з порошкового дроту з шихтою SiC має менш виражену ламелярну форму з окремими включеннями SiC з гострими гранями (рис. 3). Мікротвердість одержаного покриття свідчить про те, що частинки SiC є лише в окремих ламелях, мікротвердість яких становить до 35000 МПа. В той же час мікротвердість інших ламелей є



Рис. 3. Мікроструктура сплаву AZ 31 із покриттям Al+SiC
×200

лише на рівні 900-1100 МПа, що свідчить про відсутність в них часточок SiC.

Покриття, де в якості шихти у порошковому дроті використовувався TiO_2 , має ламелярну будову із доброю адгезією покриття до основи. Мікротвердість напиленого покриття становить 2500-4200 МПа, що свідчить про високе засвоєння частинок TiO_2 .

Випробування на абразивний знос показують, що покриття, нанесені електродуговим методом, з порошкових дріт в алюмінієвій оболонці з шихтою з мікродисперсних порошків B_4C , SiC , $BK10$ та TiO_2 мають високу зносостійкість у порівнянні з магнієвим сплавом AZ 31 (табл. 2).

Найбільшу зносостійкість має покриття з порошкового дроту, де в якості шихтового матеріалу використовували діоксид титану. Так, якщо знос магнієвого сплаву становить 0,1336г, то знос покриття на основі діоксиду титану – 0,0075 г, тобто покриття підвищує зносостійкість основи майже в 20 раз і незначно поступається гартованій сталі.

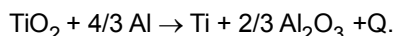
Покриття з порошкового дроту, де в якості шихтових матеріалів використовували карбід кремнію SiC та карбід бору B_4C , мають дещо нижчу зносостійкість і відповідно підвищують зносостійкість основи в 14 раз. Як показують експериментальні дані, використання надто твердих шихтових матеріалів, а саме SiC та B_4C , мікротвердість яких складає 3600 та 4000 МПа, не дає максимального підвищення зносостійкості покриттів.

Найбільшу зносостійкість забезпечує шихтовий матеріал діоксид титану, мікротвердість якого є набагато меншою та складає 1000 МПа. Це очевидно зумовлено тим, що на відміну від крихких карбідів B_4C та SiC , оксид титану є набагато плас-

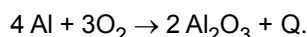
Таблиця 2 – Дослідження зношування сплаву AZ 31 абразивним диском

тичніший.

Крім цього, як свідчить металографічний аналіз, оксид титану, на відміну від карбідів, активно взаємодіє із розплавом алюмінію при плавленні порошкового дроту. При цьому проходить нижчеприведена алюмотермічна реакція з виділенням великої кількості тепла



При цьому у вигляді продуктів реакції утворюється чистий титан та оксиди алюмінію Al_2O_3 , мікротвердість яких становить ~20000 МПа, крім цього, при плавленні порошкових дрітків активно проходить реакція окислення розплаву оболонки по такій реакції:



Алюмотермічні реакції, що проходять при плавленні порошкового дроту та в польоті розплавленої краплини, зумовлюють підвищення температури контакту краплин при формуванні покриття. Як наслідок, це зумовлює підвищення когезії та адгезії покриттів. Ці два фактори – підвищена когезія покриттів та високий вміст дисперсних твердих фаз, а саме Al_2O_3 та TiO_2 у покритті забезпечує високу зносостійкість покриттів з порошкових дрітків, де в якості шихти використовується TiO_2 .

Найменшу зносостійкість має покриття напилене з порошкового дроту з шихтою ВК10. При напиленні порошок карбіду вольфраму активно взаємодіє з розплавом оболонки, легуючи його кобальтом та вольфрамом, проте, як показує металографічний аналіз, частинок карбіду вольфраму є досить мало у структурі покриття. Очевидно, що при плавленні порошкового дроту деякі частинки WSC, які не взаємодіють з розплавом оболонки, не плавляться і тому не беруть участі при формуванні покриття, а просто відбиваються від поверхні, на яку напилюють покриття.

В таблиці 3 наведені дані про зносостійкість покриттів з ПД з шихтою TiO_2 , які нанесені на різні магнієві сплави, при випробуваннях нежорстко закріпленим абразивом. За результатами дослідження зносостійкість магнієвих сплавів AZ 31, AZ 91, AM 20 становить 0,0637 г, 0,0544 г, 0,0496г відповідно. Покриття з порошкових дрітків з шихтою TiO_2 напилені на різні магнієві сплави показують практично однакову зносостійкість, що свідчить, що

основа магнієвих сплавів практично не впливає на зносостійкість покриттів. Так, якщо знос покриття напиленого на сплав AZ 31 становить 0,0239 г, то знос покриття, напиленого на сплав AZ 91 та AM 20, становить 0,0180 г та 0,0170 г відповідно.

Як показують експериментальні дані, на відміну від жорстко закріплених, не жорстко закріплені абразивні частинки чинять сильнішу абразивну дію. Так, якщо зносостійкість покриттів у випадку жорстко закріплених абразивних частинок більша за зносостійкість магнієвих сплавів у 14-20 раз, то у випадку не жорстко закріплених частинок лише в 2-3 рази. Як було сказано раніше, частинки TiO_2 у покритті розміщені на віддалі одна від одної, тому при русі абразивних частинок по покриттю вони натикаючись на тверді частинки TiO_2 , обходять їх, зношуючи в першу чергу більш м'яку матрицю. При цьому тверді частинки TiO_2 втрачають зв'язок із матрицею і виносяться із зони тертя.

Висновки

1. Встановлено, що шихта із тугоплавких карбідів і діоксиду титану частково розчиняється у розплаві алюмінієвої оболонки, крупні частинки цих карбідів не беруть участь у формуванні покриттів.

2. Напилені покриття з досліджуваних порошкових дрітків підвищують зносостійкість магнієвих сплавів у 5-20 раз при випробуваннях жорстко закріпленим абразивом і у 2-4 рази при випробуваннях не жорстко закріпленим абразивом.

3. Висока зносостійкість покриттів з порошкових дрітків в алюмінієвій оболонці зумовлена наявністю у покритті твердих часточок, які потрапляють у покриття із шихтових матеріалів, а також тим, що кожна краплина, з якої сформоване покриття, оточена оксидною плівкою Al_2O_3 .

Список литературы

1. Gray J. E., Luan B. Protective coatings on magnesium and its alloys-a critical review // Journal of Alloys and Compounds, 2002. – V. – 336. – P. 88-113.
2. Nakatsugawa I. Surface modification technology for magnesium products // Intern. Conf. Proc. IMA 53, Magnesium – A Material Adv. to the 21st Century, Proc., Ube City, Japan, Jun 2-4th, 1996, P. 24-29.

Таблиця 3 – Втрата маси покриття $\text{Al}+\text{TiO}_2$ на магнієвих сплавах під час випробування гумовим диском з абразивом

Поступила в редакцию 19.06.2006 г.

Магниевого сплавы находят все больше применения в промышленности как конструкционный материал, однако низкая износостойкость не позволяет использовать их как конструкционный материал в условиях абразивного изнашивания. Повысить их абразивную износостойкость можно с помощью композиционных износостойких покрытий [1-2]. Целью данной работы является изучение влияния шихты порошкового провода на абразивную износостойкость электродуговых покрытий.

Magnesium alloys find more application in industry as structural material but their durability does not permit to use them in conditions of abrasive wear. Composite wear resistant coatings favour the increase in abrasive durability [1-2]. This article studies the influence of powered wire composite on abrasive durability of coatings.

УДК 621.793.72

**В. І. Похмурський, М. М. Студент, В. М. Довгуник,
С. І. Маркович, О. Й. Мажейко**

ТРИБОЛОГІЧНІ ХАРАКТЕРИСТИКИ ВІДНОВНИХ КОМПОЗИЦІЙНИХ ЕЛЕКТРОДУГОВИХ ПОКРИТТІВ

Наведено результати досліджень зміни коефіцієнта тертя електрометалізаційних покриттів, одержаних із комбінації електродних дротів – суцільних та порошкових, під час припрацювання при різних навантаженнях, оскільки припрацювання таких покриттів відбувається дещо по-іншому, ніж суцільних матеріалів. Показана доцільність застосування таких пар електродних дротів для відновлення зношених опорних шийок підшипників ковзання деталей енергетичного обладнання.

При відновленні робочих поверхонь зношених деталей машин, шляхом нанесення електродугових покриттів з порошкових дротів (ПД), під час їх шліфування, у поверхневих шарах може відбуватися виривання слабо закріплених зміцнюючих складових, утворення мікротріщин на межах ламелей, а також відкриття пор, які утворились при швидкому охолодженні та кристалізації краплин розплаву ПД на металевій підкладці. Цього не відбувається при шліфуванні матеріалів металургійного походження.

Припрацювання електродугових покриттів у парах тертя також відбувається дещо по-іншому, ніж суцільних матеріалів. Тому, актуальним є питання дослідження зміни коефіцієнта під час припрацювання, оскільки в подальшому це може відображатися на працездатності відновлених пар.

В даній роботі наведено результати досліджень зміни коефіцієнта електродугових покриттів із комбінації електродних дротів – суцільних Св-08 і 65Г та порошкових.

Методика досліджень

Формування покриттів. Електродугові покриття формували на сталених циліндричних зразках діаметром 40 та товщиною 12 мм як із двох однакових електродних ПД хімічного складу №1 та №2 відповідно (20 %Cr + 0,4 %C + 4 %V) та (2 %Cr + 2,5 %C + 0,5 %V), так і з двох різновидних електродних дротів: суцільних Св 08 і 65Г та порошкових ПД №1 і ПД №2 у таких парах: ПД №1 + 65Г, ПД №2 + 65 Г, ПД № 1 + Св 08, ПД № 2+ Св 08.

Режими металізації: струм дуги $I = 150$ А, напруга на дузі $U = 32$ В, дистанція напilenня $L = 100 \dots 120$ мм, тиск розпилюючого повітря 0,6 МПа.

Фазовий склад покриттів вивчали на дифрактометрі ДРОН-3 у випромінюванні Cu K_α з комп'ютерним записом дифрактограм за кутів $2\Theta = 20 \dots 100^\circ$. Крок сканування $0,05^\circ$.

Трибологічні дослідження. Коефіцієнт тертя досліджуваних покриттів визначали на стандартній установці СМЦ-2 за схемою І диск-колодка з непе-

рервним записом показів індукційного давача на діаграмній стрічці. Матеріал контртіла – бронза БрС-30. Навантаження змінювали від 1 до 10 МПа з кроком 1 МПа. Шлях тертя 1 км.

Результати досліджень

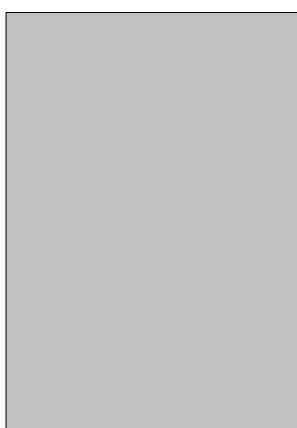
У парі з бронзою покриття, сформовані з комбінації електродних дротів ПД № 1 та 65Г чи Св 08 мають низький коефіцієнт тертя при контактному навантаженні до $p = 6$ МПа. При 7 МПа коефіцієнт тертя зростає до 0,04. Підвищення навантаження до 10 МПа спричиняє зростання коефіцієнта тертя до 0,12 (рис. 1), а також підвищення об'ємної температури зразків у результаті триборозігріву від кімнатної до 120°C .

Покриття з пар електродних дротів ПД №2 і 65Г чи Св-08 у парі з бронзою БрС-30 припрацьовуються набагато краще, ніж попередня пара тертя. При підвищенні навантаження зростання коефіцієнта тертя відбувається лише за контактних навантажень 8...10 МПа (рис. 2), а температура пари тертя – у всьому діапазоні навантажень не перевищувала 30°C .

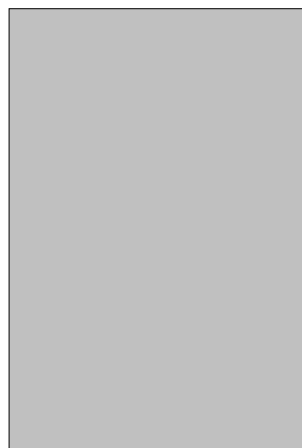
Покриття з однойменних пар ПД мають вищий коефіцієнт тертя (особливо з більшим вмістом бору) всіх умов навантажень (рис. 3).

Така поведінка пар тертя покриттів із досліджуваних електродних дротів зумовлена їх фазовим складом.

Виявлено, що у покритті сформованому з пар дротів ПД № 1 та 65 Г (див. таблицю) матричною фазою є пересичений твердий розчин вуглецю у Fe_α (мартенсит або продукти його розпаду), значна кількість бориду $(\text{Fe,Cr})_2\text{B}$, невелика кількість Fe_7C_3 (залишковий аустеніт), бориди Fe_2B заліза, а також сліди оксидів хрому (Cr_2O_3) , заліза (Fe_2O_3) , і бору (B_2O_3) .



а



б

Рис. 1. Зміна коефіцієнта тертя покриттів з пар електродних дрітів
ПД №1 (ПП-307) 65Г (а) та Св-08 (б) у парі з бронзою БрС-30

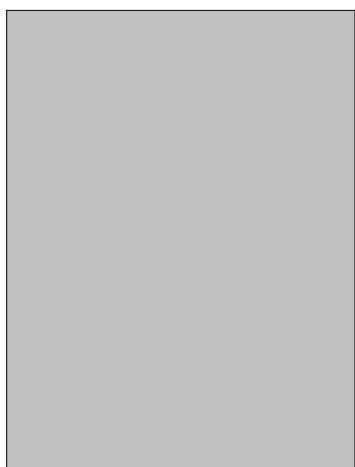


а

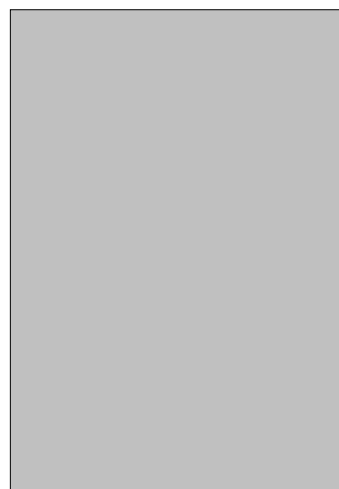


б

Рис. 2. Зміна коефіцієнта тертя покриттів з пар електродних дрітів
ПД №2 (ПП-305) 65Г(а) та Св-08 (б) в парі з бронзою БрС-30



а



б

Рис. 3. Зміна коефіцієнта тертя покриттів з однойменних пар електродних дрітів: а – № 1(FeCrB), б – № 2(FeCrC) у парі з бронзою БрС-30

У покритті, сформованому з пар дротів ПД № 1 та Св-08, матричною фазою є твердий розчин вуглецю у Fe_α (мартенсит і продукти його розпаду), ферохром, незначна кількість карбіду (Fe_3C) та боридів (FeB , Fe_2B) заліза. Ці покриття містять значно більшу кількість оксидів хрому Cr_2O_3 та заліза Fe_2O_3 , ніж попередні. Це зумовлено інтенсивнішим (до 30 %) окисленням краплин металевого розплаву під час польоту. У покриттях виявлено також сліди нітриду хрому і оксиду бору. Краплини, утворені із розплаву електродного дроту № 1 у парі з дротом зі сталі 65 Г, під час польоту окислюються менше завдяки наявності більшої кількості вуглецю.

Оскільки в ПД № 2 вуглецю є більше, ніж в ПД №1, матричною фазою покриттів, у комбінації з суцільними електродними дротами, є твердий розчин на основі Fe_α . Виявлено також залишковий аустеніт Fe_γ , значну кількість оксидів заліза Fe_2O_3 та сліди оксидів хрому Cr_2O_3 і бору B_2O_3 (рис. 4). У покритті, сформованому з пар дротів ПД №2 і Св-08 оксидів є більше, ніж в такому, що сформоване в парі з дротом 65Г.

Термодинамічний аналіз реакцій окислення вуглецю та заліза свідчить про те, що ізобарно-ізотермічний потенціал Гібса ΔG за температур, що реалізуються в дузі під час металізації, є рівноймовірним [1]. Вуглець, окислюючись до CO , CO_2 утворює навколо розплавленої металевої краплини захисну атмосферу і захищає від окислення.

У процесі тертя в поверхневих шарах цих покриттів, внаслідок локальних температурних спалахів та деформації, частина залишкового аустеніту перетворюється в мартенсит деформації. Це підтверджується тим, що об'ємна температура зразків під час випробувань є на низькому рівні (до 30 °С) завдяки поглинанню енергії, вивільненої у процесі тертя.

Наявність у покритті оксиду (Fe_2O_3), що характеризується низьким коефіцієнтом тертя, і який розташований в основному по границях ламелей, сприяє швидкому припрацюванню пар тертя. Значне зменшення коефіцієнта тертя відбувається також для покриттів з вмістом вуглецю [1]. Додаток боромістких сполук до складу шихти ПД сприяє утворенню на поверхні тертя покриттів оксиду B_2O_3 з відносно низькою температурою плавлення, що

зменшує адгезійну складову сили тертя та заліковує мікротріщини у покритті.

Для ПД № 1 та № 2 у парах із дротом 65Г характерним є те, що при високих контактних навантаженнях (від 7 до 10 МПа) відбувається катастрофічне зношування контртіл з бронзи БрС-30. Металографічними дослідженнями поверхонь тертя виявлено, що зношування бронзових контртіл відбувається внаслідок їх мікрорізання покриттям, оскільки, границі між ламелями, береги мікротріщин та кратери з макропор, що утворились під час шліфування покриття виступають різцями, і руйнують контртіло, не даючи на поверхні утворитись оксидній плівці. Пори у покритті заповнюються продуктами зношування контртіла. У покриттях з ПД №1 та №2 у парі із суцільним сталевим дротом Св-08 розмір пор є меншим, що і спричиняє менше різання контртіла.

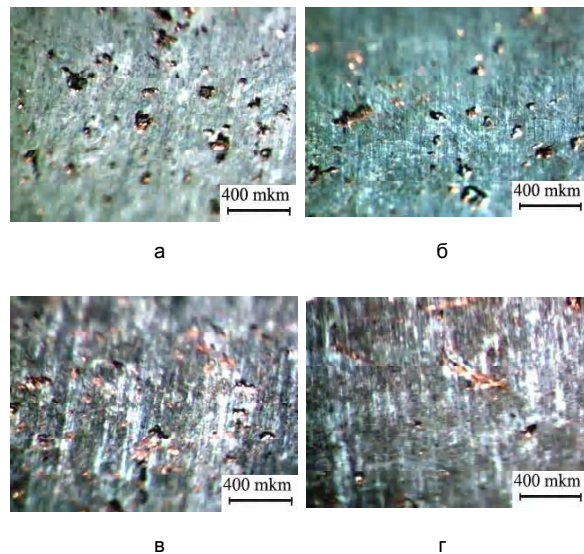


Рис. 4. Топографія поверхонь тертя покриттів з пар електродних дротів: а – (№1+65Г), б – №1+Св-08, в – №2 + 65Г, г – №1 + Св-08

Таблиця – Фазовий склад покриттів після напилення

Покриття з ПД № 2 у парі із суцільним стальним дротом Св-08 були застосовані для відновлення зношених опорних шийок ротора турбовентильатора (а) та ротора нагнітача PCL -804 (рис. 5) газоперекачувальної станції газотранспортної системи України на створеній Фізико-механічним інститутом діляниці електромета-лізаційного нанесення покриттів (філія ВРТП "Укргазенергосервіс" компанії Укртрансгаз" м. Бердичів) і встановлені в агрегат ГТК-10і. Агрегат запущений в роботу 15.09.04 і успішно працює по сьогодні.

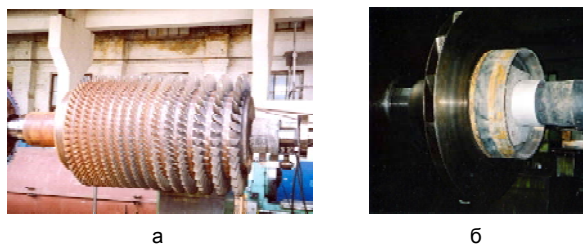


Рис. 5. Відновлені зношені опорні шийки ротора турбовентильатора (а) та ротора нагнітача PCL -804 (б)

Висновок

Кращі трибологічні характеристики мають композиційні покриття з електродних дротів ПД №1 та ПД №2 у парі із суцільним стальним дротом Св 08. Крім більшої кількості оксидів заліза у покритті, м'які та пластичні складові зменшують рівень напружень розтягу у покритті, сповільнюють зародження та ріст мікротріщин між ламелями, зменшують час припрацювання та об'ємну температуру партертя.

Список літератури

1. Електродугові відновні та захисні покриття. В.І. Похмурський, М.М. Студент, В.М. Довгунік, Г.В. Похмурська, І.Й. Сидорак. Львів, НАНУ, ФМІ ім.Г.В.Карпенка. – 2005. –192 с.

Поступила в редакцію 19.06.2006 г.

Приведены результаты исследований изменения коэффициента трения электрометаллизационных покрытий, полученных из комбинации электродных проволок – сплошных и порошковых, во время приработки при различных нагрузках, поскольку приработка таких покрытий происходит несколько по-иному, чем сплошных материалов. Показана целесообразность применения таких пар электродных проволок для восстановления изношенных опорных шеек подшипников скольжения деталей энергетического оборудования.

Given are the results of researches on of friction coefficients changes in electrometal surfacing obtained from electrode wires, solid and powdered, during fitting-in at different loadings. These coatings fitting-in occurs somewhat in different way as in solid materials. Expediency to use pairs of electrode wires is shown to restore worn down supporting journals of sliding bearings for parts of energetic equipment.

УДК 539.3:534.1

Ю. В. Мастиновский, Д. В. Данильченко

УДАР ПО ОДНОСВЯЗНОЙ ОБОЛОЧЕЧНОЙ
КОНСТРУКЦИИ

Исследуются процессы нестационарного деформирования односвязной оболочечной конструкции, состоящей из сферического сегмента, жестко соединенного с цилиндрической оболочкой. 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 кусочно-однородные оболочечные конструкции типа обтекатель широко применяются в авиастроении, судостроении и многих других областях современной техники. Развитие новых технологий с использованием таких конструкций позволяет повысить механическую прочность изделий, а также изготавливать конструкции с заранее заданными свойствами путем варьирования геометрических размеров и механических свойств их составляющих.

В работе [1] рассматривалось действие ударной нагрузки на оболочку типа обтекатель, состоящую из последовательно соединенных конической и цилиндрической частей. В настоящей работе рассматривается нестационарное деформирование односвязной оболочечной конструкции, состоящей из сферического сегмента, жестко соединенного с цилиндрической оболочкой.

Данные динамического расчета составных механических систем представляют интерес при решении многих прикладных задач [2].

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

Учитывая относительную сложность исходных уравнений, получить аналитическое решение довольно трудно. Поэтому, математическое моделирование напряженно-деформируемого состояния обтекателя при нестационарных нагружениях проводилось численно с использованием метода характеристик. Метод характеристик, по сравнению с другими методами, обладает рядом преимуществ [3, 4]. Особенности применения такого численного метода изложены в работах [5, 6].

Уравнения осесимметричных движений составной конструкции задаются линейными уравнениями теории Тимошенко [2], которые для цилиндрической составляющей в безразмерном виде приведены в работе [3].

Поведение сферической составляющей описывается уравнениями, приведенными [3], которые в

безразмерной форме записываются так:

$$\begin{aligned} & \dots \\ & \dots \\ & \dots \end{aligned} \quad (1)$$

где $K_1 = \frac{k^2(1-\nu)}{2}$, $k^2 = 0,87$,

$$n_\omega = \frac{\partial U}{\partial \omega} + W + \nu(U \cdot \text{ctg} \omega + W),$$

$$\begin{aligned} & \dots \\ & \dots \\ & \dots \end{aligned}$$

Уравнения (1) характеризуют соответственно продольные, изгибные и радиальные колебания. Безразмерные и размерные величины связаны соотношениями [2]. Граничные условия на ударяемом торце имеют вид:



Начальные условия предполагаются нулевыми:



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

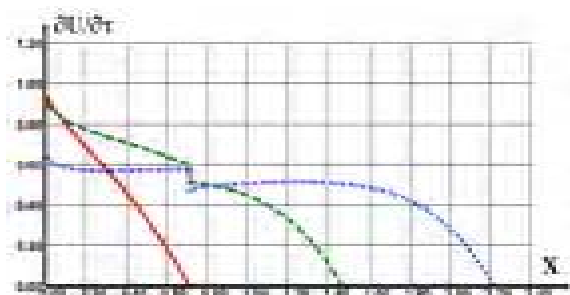


и равенства равнодействующих сил и моментов

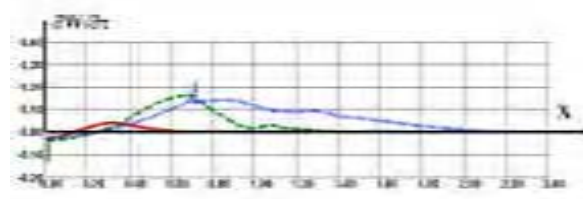


где

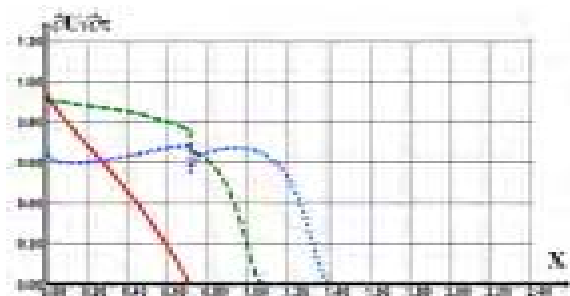
Нижние индексы s и c относятся соответственно к сферической и цилиндрической составляющим оболочки.



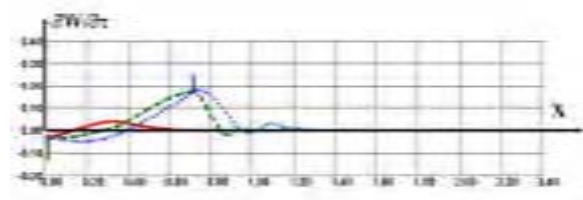
а



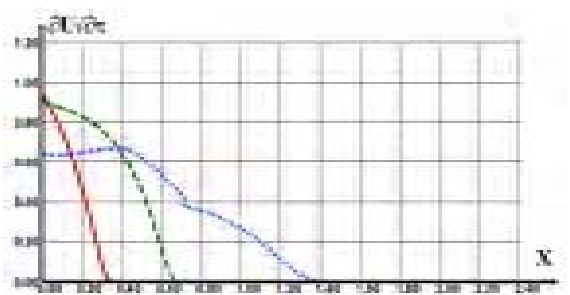
б



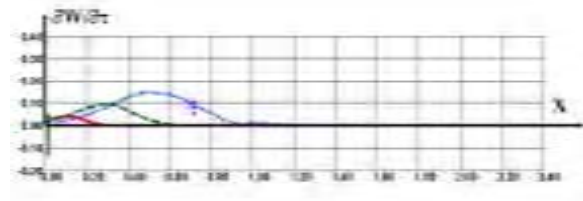
в



г

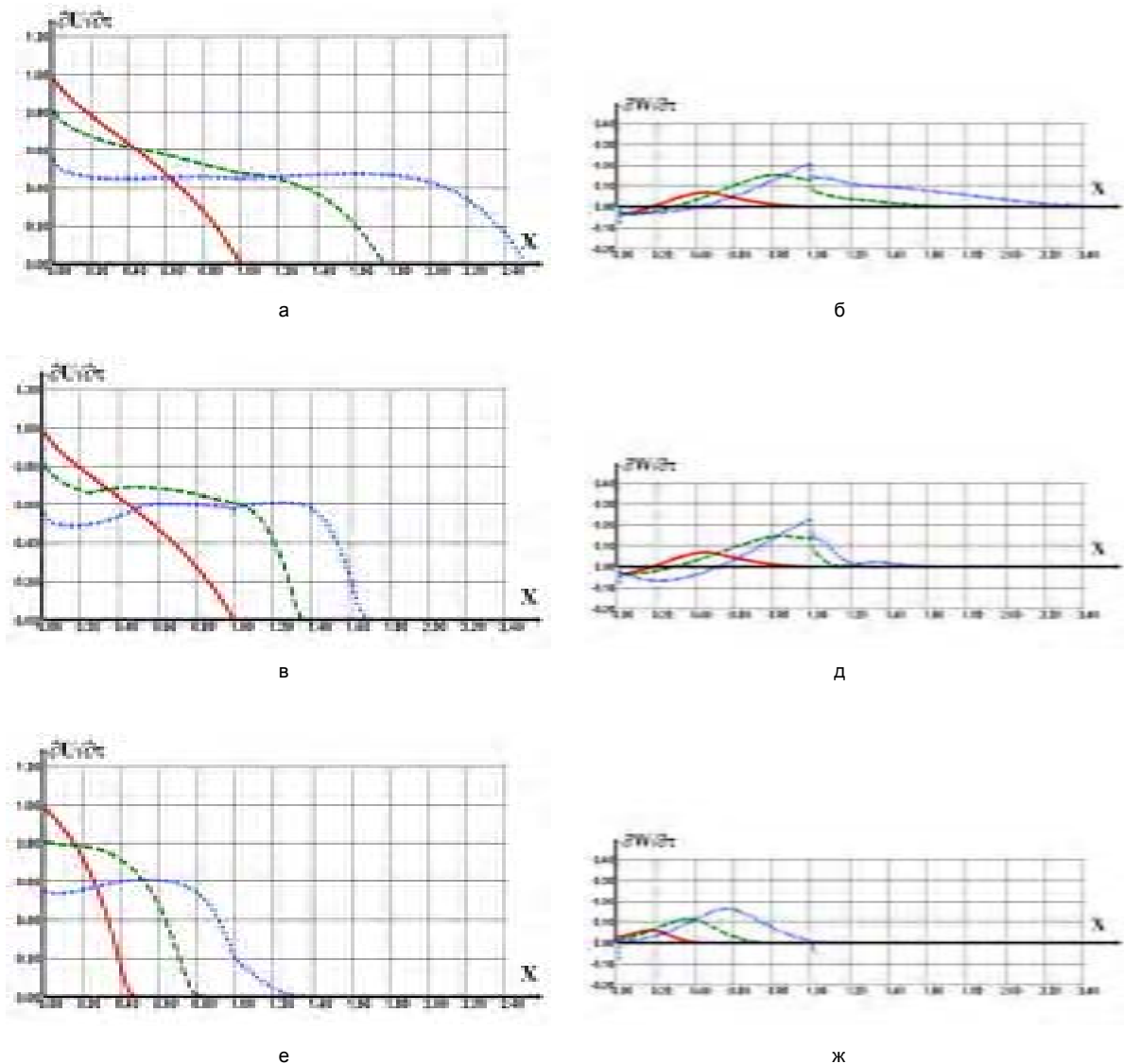


е



ж

Рис.1. Распределения скоростей в составной оболочке для $R_C/R_U = 1,4$


 Рис. 2. Распределения скоростей в составной оболочке для $R_C/R_U = 1$

Расчеты проводились при $\Delta X = \Delta \tau = 0,01$, $X_K = R_U/R_C - X_0$. Механическое воздействие (2) на оболочку моделировалось заданием скорости частиц на торце $X_0 = 0,01$ 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 радиальной скоростей для различных моментов времени.

На рис. 1, 2 для сравнения приведены графики распределения скоростей в составляющих конструкции с различными геометрическими и физическими параметрами для различных моментов времени. На рис. 1 для моментов времени $\tau = 0,70$ (сплошная), $\tau = 1,45$ (пунктир), $\tau = 2,20$ (точки) приведены результаты расчетов оболоч-

ки, выполненной из различных материалов: $v_1 = v_2 = 0,167$, $E_1/E_2 = 1$ (а, б); $v_1 = 0,33$, $v_2 = 0,167$, $E_1/E_2 = 3,7$ (в, д); $v_1 = 0,167$, $v_2 = 0,33$, $E_2/E_1 = 3,7$ (е, ж) при $R_C/R_U = 1,4$. На рис. 2 для моментов времени $\tau = 0,99$ (сплошная), $\tau = 1,74$ (пунктир), $\tau = 2,49$ (точки) показаны кривые распространения скоростей в оболочке, составляющей которой выполнены из различных материалов: $v_1 = v_2 = 0,167$, $E_1/E_2 = 1$ (а, б); $v_1 = 0,33$, $v_2 = 0,167$, $E_1/E_2 = 3,7$ (в, д); $v_1 = 0,167$, $v_2 = 0,33$, $E_2/E_1 = 3,7$ (е, ж) при $R_C/R_U = 1$. Из графиков видно,

что при $R_C/R_U = 1,4$ значения $\frac{\partial U}{\partial \tau}$ и $\frac{\partial W}{\partial \tau}$ испытывают конечный разрыв в области соединения составляющих обтекателя.

Расчеты показали, что в результате дифракции волны нагрузки в области контакта цилиндричес-

кой и конической составляющих исследуемые величины испытывают скачок. Варьируя геометрические и механические параметры можно в конкретных условиях нагружения добиться сглаживания этих скачков.

Список литературы

1. Мастиновский Ю.В., Данильченко Д.В., Коротунова Е.В. Нестационарные волны в составном обтекатель // Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні. – ЗНТУ – №1. – 2006.
2. Воробьев Ю.С. Скоростное деформирование элементов конструкций. К., "Наукова Думка", 1989 – 192 с.
3. Данильченко Д.В., Мастиновский Ю.В., Нестационарные волны в составной цилиндрической оболочке // Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні – ЗНТУ, №1, 2004.
4. Мастиновский Ю.В., Данильченко Д.В., Продольный удар по составной цилиндрической оболочке // Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні – ЗНТУ, №2, 2004.
5. Чу(Чжоу), Расчет осесимметричных движений цилиндрических оболочек по методу характеристик // Ракетная техника и космонавтика, №8, 1968, изд-во "Мир".
6. Чу(Чжоу), Мортимер, Решение одномерных задач о распространении упругих волн методом характеристик // Прикладная механика. – №3, 1967.

Поступила в редакцию 08.06.2006 г.

Досліджуються процеси нестационарної деформації однозв'язної оболонкової конструкції, що складається з сферичного сегменту, жорстко сполученого з циліндровою оболонкою. Методика чисельного розрахунку заснована на використанні характеристик визначальних систем рівнянь. Приводяться умови узгодження рішень в точках контакту з'єднання різнорідних оболонок. Аналізуються результати чисельного рішення з метою отримання практичних рекомендацій.

The article is dedicated to the analysis of non-stationary deformation processes in a simply connected shell construction made of a spherical segment rigidly connected with a cylindrical shell. The calculation method is based on the use of the characteristics determining equation systems. The conditions for calculation conformation in contacting points of the heterogeneous shell junctions are given. Numerical solution results are analyzed with the purpose to get practical recommendations.

УДК 621.438:519.5.53

В. М. Онуфриенко

ОСНОВНЫЕ ПОЛОЖЕНИЯ МЕХАНИКИ ФРАКТАЛЬНОЙ СРЕДЫ В МОДЕЛИРОВАНИИ ДЕФОРМАЦИИ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ

Рассматривается дифференциальная модель деформации, основанная на концепции о фрактальной конфигурации геометрической текстуры поверхностного слоя. Доказана возможность описания совокупности изолированных фрактальных механических импульсов с помощью дифференциалов некоторого дробного порядка. Указано на возможность анализа фрактальной природы напряжений деформации в поверхностном слое.

Нерегулярности структуры поверхностных слоев в виде характерных кристаллографических и геометрических текстур (неоднородности размеров и ориентации зерен во многих поликристаллических металлах, распределение примесей, дефектов и других источников внутренних напряжений), степень вытянутости зерен и рассеяние ориентации относительно некоторого направления [1] являются физической основой того, что поверхность и объем металла моделируется фракталами [2] (по определению Б. Мандельброта – множествами, размерность Хаусдорфа которых строго больше топологической размерности).

Среди первых работ, посвященных вопросам деформируемости металлов без разрушения, выделяем работы С. И. Губкина [3], в которых предлагается оценивать предельную степень деформации или пластичность однородно деформируемого элементарного кубика с помощью интенсивности деформаций $\varepsilon_u = a \varepsilon_{\max}$, где $\varepsilon_{\max}$ — максимальная главная деформация; a — коэффициент, учитывающий вид деформированного состояния. В настоящее время понятно, что эта формула может учесть всю деформацию лишь в частном случае монотонного деформирования только при условии, что коэффициент a подобран верно. С. И. Губкин также отмечал, что пластичность зависит от химического состава, структуры температурно-скоростных условий деформации, окружающей среды, *масштабного фактора* и напряженного состояния тела.

Рассматриваемая далее модель, основанная на концепции о фрактальной конфигурации геометрической текстуры, позволяет довести до конца анализ возможной фрактальной природы передачи напряжений упругой деформации в поверхностном слое с учетом окружающей среды, масштабного фактора и напряженного состояния тела.

Исследуя процессы, протекающие в фрактальной среде, в дальнейшем термином "точка" будем обозначать фиксированную точку неподвижного пространства наблюдателя. Материальные точки фрактальной среды будем называть "частицами".

Бесконечное множество материальных частиц, заполняющих в рассматриваемый момент времени некоторую область D пространства наблюдателя, образует фрактальное тело; расположение частиц, образующих фрактальное тело, т.е. его фрактальная конфигурация, в общем случае изменяется во времени при движении сплошной среды.

1 Дифференциальное описание механических моментов

Дальнейшее рассмотрение особенностей топологии фрактальных механических моментов в однородной среде будем осуществлять с учетом возможности определения метризованного топологического пространства из существования какой-нибудь метрики, которая порождает его топологию. Метрика Хаусдорфа определяется на множестве K всех непустых компактных подмножеств пространства R^n ; таким образом, "точками" K считаются компакты. "Точками" могут быть фигуры покрытия (квадраты, прямоугольники, круги, эллипсы и др.), или даже самое предельное множество (салфетка Серпинского, например). Требование компактности не ограничивает применимости дальнейших результатов, так как в построениях мы всегда будем использовать только компактные множества (более того, обнаруживается, что и предельные множества (фракталы) всегда компактные).

Дальнейшие построения будем выполнять исходя из следующего определения расстояния Хаусдорфа $H(E, F)$ между непустыми компактными подмножествами из R^n

$$H(E, F) = \min\{r > 0 : E \subset F + r, F \subset E + r\},$$

где $E + r = \bigcup\{\bar{B}_r(x) : x \in E\}$, $F + r = \bigcup\{\bar{B}_r(x) : x \in F\}$ — дилатации радиуса r (векторная сумма множеств E и F с $\bar{B}_r(x)$ — замкнутым шаром радиуса r с центром в x). Известно [4], что для выполнения $\lim_{n \rightarrow \infty} E_n = E$ в метрике Хаусдорфа необходимо и достаточно, чтобы для любого r с некоторого но-

мера $n > N$ выполнялось $E_n \subset E + r, E \subset E_n + r$.

Итак, пересечение $E = \bigcap_{n=1}^{\infty} E_n$ последовательности вложенных друг в друга компактных множеств $E_1 \supset E_2 \supset \dots$ обнаруживается непустым компактом, а последовательность множеств E_n совпадает к E : $\lim_{n \rightarrow \infty} E_n = E$.

Р а с с м о т р и м α -мерный фрактал F (физически, например, это шероховатый слой, нагруженный зернами с зигзагообразными границами), который подвергается воздействию механического импульса с плотностью $p^{(\alpha)}$, где α – скейлинговый показатель, характеризующий степень неоднородности фрактала. Используем известный факт о том, что в случае взаимно однозначного преобразования F в $\square$ (в нашем случае $\square$ будет проекцией фрактала на ось OX) выполняется равенство фрактальных размерностей (размерностей Минковского) $\square$ [5].

Покроем проекцию $\square$ на ось OX звеньями $\Delta x_{i(k)}$ постоянной длины и с концами, которые находятся на проекциях точечных зерен контура (k – номер поколения покрытия) (рис. 1).

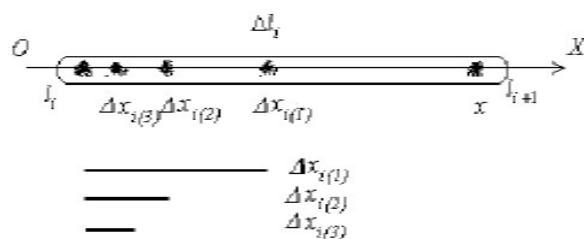


Рис. 1.

В следующем $(k+1)$ -м поколении покрытия уменьшаем длину звена $\Delta x_{i(k+1)} < \Delta x_{i(k)}$. Число $N_{\Delta x_{i(k+1)} \Delta x_{i(k)}}$ вершин звеньев с длиной $\Delta x_{i(k+1)}$, которые находятся в границах звена k -го поколения с длиной $\Delta x_{i(k)}$ ломаной линии, функционально зависит от отношения $\Delta x_{i(k)}$ к $\Delta x_{i(k+1)}$ (см. [6]).

$$\square \cdot \quad (1)$$

Итак, мера импульса в виде элементарного момента $\Delta P^{(\alpha)}(\Delta x_{i(k+1)})$, который распределяется на звене $(k+1)$ -го поколения покрытия, определяется формулой (с учетом (1) и неизменности начального $\square$)

$$\begin{aligned} \Delta P^{(\alpha)}(\Delta x_{i(k+1)}) &= p^{(\alpha)}(N_{\Delta x_{i(k+1)} \Delta x_{i(k)}} \cdot \Delta x_{i(k+1)} + o(\Delta x_{i(k+1)})) = \\ &= \gamma(\alpha) \frac{p^{(\alpha)}}{(x_{i(k+1)} - x'_{i(k+1)})^\alpha} \Delta x_{i(k+1)} + p^{(\alpha)} \cdot o(\Delta x_{i(k+1)}). \end{aligned} \quad (2)$$

Применяя в (2) предельный переход, если $\Delta x_{i(k+1)} \rightarrow 0$, получаем

$$dP^{(\alpha)} = p^{(\alpha)} d^\alpha x; \quad (3)$$

$$d^\alpha x = \gamma(\alpha) \frac{1}{(x - x')^\alpha} dx^\alpha. \quad (4)$$

Сравнивая полученное выражение для момента импульса (3) и дифференциала (4) с выражением дробного дифференциала [7], отмечаем возможность эффективного применения дифференциального аппарата дробного порядка для определения мер и размерностей Хаусдорфа элементарных отрезков, с помощью которых осуществляется покрытие фрактальных контуров с распределенными механическими моментами. Для случая переменной вдоль оси OX плотности момента $q^{(\alpha)}(x)$ из (4) вытекает возможность использования описания фрактальных распределений с помощью дробной п р о и з в о д н о й

$$({}_a D_x^\alpha f)(x) = \frac{1}{\Gamma(1-\alpha)} \frac{d}{dx} \int_a^x \frac{f(t)}{(x-t)^\alpha} dt = \frac{d}{dx} ({}_a I_x^{1-\alpha} f)(x),$$

$0 < \alpha < 1$ (определение и свойства дробной производной см., например, в [8]).

2 Фрактальные деформации элементарного объема

Как и в классическом лагранжевой задаче, будем считать, что объектом изучения являются сами материальные фрактально структурированные частицы. При этом обычно рассматривается изменение во времени некоторых скалярных или векторных величин, таких как плотность, температура, скорость фиксированной материальной частицы, импульсы, а также изменение этих величин при переходе от одной частицы к другой. В описаниях фрактальной материальной среды эти скалярные

и векторные величины, записанные в терминах дробных дифференциалов, взаимодействуют и преобразуются по классической схеме механики сплошной среды.

В качестве переменных, которые характеризуют индивидуальные фрактальные свойства частицы, будем в хаусдорфовой метрике с учетом (2)-(4) использовать декартовы координаты $X_i^{\alpha_i} = D_{X_i}^{\alpha_i} X_i$ произвольной материальной фрактальной частицы M (переменные Лагранжа) в начальный момент времени $t = 0$. Текущие координаты $x_i^{\alpha_i} = D_{x_i}^{\alpha_i} x_i$ в том же базисе неподвижного пространства наблюдателя есть функции времени t и начальных координат той же частицы:

$$\left. \begin{aligned} x_1^{\alpha_1} &= f_1(X_1^{\alpha_1}, X_2^{\alpha_2}, X_3^{\alpha_3}, t); \\ x_2^{\alpha_2} &= f_2(X_1^{\alpha_1}, X_2^{\alpha_2}, X_3^{\alpha_3}, t); \\ x_3^{\alpha_3} &= f_3(X_1^{\alpha_1}, X_2^{\alpha_2}, X_3^{\alpha_3}, t). \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

В (5) числа $\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3$ ($\alpha_1 + \alpha_2 + \alpha_3 = \alpha$) характеризуют скейлинг фрактальной среды по координатам x_1, x_2, x_3 . Зависимости (5) полностью определяют положение частицы в пространстве ее лагранжевыми координатами $X_1^{\alpha_1}, X_2^{\alpha_2}, X_3^{\alpha_3}$. Это позволяет ввести подвижную деформируемую систему координат, которая называется сопутствующей системой.

Если материальная фрактальная частица M в начальный момент времени $t = 0$ находилась в точке пространства с начальными координатами $(X_1^{\alpha_1}, X_2^{\alpha_2}, X_3^{\alpha_3})$ в базисе $\vec{e}_1, \vec{e}_2, \vec{e}_3$, а в текущий момент времени t — в точке с текущими координатами $(x_1^{\alpha_1}, x_2^{\alpha_2}, x_3^{\alpha_3})$, то соответствующие радиус-векторы могут быть записаны в виде

$$\vec{X}^{\alpha} = \sum_i X_i^{\alpha_i} \vec{e}_i = X_1^{\alpha_1} \vec{e}_1 + X_2^{\alpha_2} \vec{e}_2 + X_3^{\alpha_3} \vec{e}_3;$$

$$\vec{x}^{\alpha} = \sum_i x_i^{\alpha_i} \vec{e}_i = x_1^{\alpha_1} \vec{e}_1 + x_2^{\alpha_2} \vec{e}_2 + x_3^{\alpha_3} \vec{e}_3;$$

$$\vec{x}^{\alpha} = \vec{X}^{\alpha} + \vec{u}^{\alpha}, \quad (6)$$

где $\vec{u}^{\alpha}$ — вектор смещения.

Связь между начальными и текущими координатами, описывающая движение фрактальной среды, может быть представлена в виде

$$x_i^{\alpha} = x_i^{\alpha}(X_1^{\alpha_1}, X_2^{\alpha_2}, X_3^{\alpha_3}), \quad \vec{x}^{\alpha} = \vec{x}^{\alpha}(\vec{X}^{\alpha}, t). \quad (7)$$

С математической точки зрения для произвольного фиксированного значения времени t система

функций (7) определяет гладкое отображение некоторой фрактальной области F трехмерного евклидова пространства, снабженного декартовой системой координат $(OX_1^{\alpha_1} X_2^{\alpha_2} X_3^{\alpha_3})$ в фрактальную область E другого трехмерного евклидова пространства, снабженного декартовой системой координат $(Ox_1^{\alpha_1} x_2^{\alpha_2} x_3^{\alpha_3})$. При $t = 0$ это отображение является

тождественным: $x_i^{\alpha} = X_i^{\alpha}$. Последовательность таких отображений, определяющих конфигурацию тела в различные моменты времени t , и описывает движение фрактальной среды и связанную с ним фрактальную деформацию тела. Модуль якобиана отображения (7) является коэффициентом искажения отображения в рассматриваемой точке, он показывает с точностью до бесконечно малых величин высшего порядка, во сколько раз изменяется объем бесконечно малой фрактальной области, содержащей указанную точку, при ее отображении. Отсюда следует, что якобиан

$\Delta^{\beta} = \left| D_{X_k^{\alpha_k}}^{\beta} x_i^{\alpha_i} \right|$, $\beta = 1 + \alpha$ не может обращаться в нуль, а поскольку отображение (7) непрерывно зависит от t .

Для элементов объемом $d^{\alpha}V$ (текущий) и $d^{\alpha}V$ (начальный) имеет место соотношение $d^{\beta}V = \Delta^{\beta} d^{\alpha}V$. Условие несжимаемости $\Delta = 1$ выполняется при скейлинговом показателе фрактальности $\alpha = 0$ (сплошная среда). Таким образом, за-

висимость якобиана $\Delta^{\beta} = \left| D_{X_k^{\alpha_k}}^{\beta} x_i^{\alpha_i} \right|$ от $\alpha \neq 0$ подтверждает факт сжимаемости фрактальной среды.

При фиксированном t система функций (7) определяет отображение фрактальной области E на фрактальную область F , при этом

$$d^{\beta}V^{\beta} = \left| D_{x_k^{\alpha_k}}^{\beta} X_i^{\alpha_i} \right| d^{\alpha}V.$$

3 Тензор конечной фрактальной деформации

С целью описания деформации фрактальной среды рассмотрим перемещение двух близких материальных фрактальных частиц. Пусть в начальный момент они находились в точках M_0 и N_0 (рис. 2), а в конечный момент — в точках M и N .

Квадрат бесконечно малого расстояния между точками M и N равен $(d^{\beta}x)^2 = (d^{\beta}\vec{x}, d^{\beta}\vec{x}) = d^{\beta}x_m d^{\beta}x_m$. В начальный момент времени квадрат расстояния между материальными фрактальными частицами $(d^{\beta}X)^2 = (d^{\beta}\vec{X}, d^{\beta}\vec{X}) = d^{\beta}X_m d^{\beta}X_m = \delta_{ik} d^{\beta}X_i d^{\beta}X_k$.

В качестве меры фрактальной деформации окрестности частиц примем разность

- № 4. – 2004. – С. 49-53.
7. Onufriyenko B.M. Differinegral $\alpha - \varpi$ – forms of charges and currents distribution on the fractal artificial media//Conf. Proc. Intern. Conf. of Math. Methods in Electromagnetic Theory (MMET-2004),(Dnepropetrovsk) Ukraine. – 2004. – P. 438-440.
 8. Oldham K.B. and J. Spanier J. The Fractional

Calculus. – New York: Academic Press, 1974.

Поступила в редакцию 11.07.2006 г.

Розглядається диферінтегральна модель деформації, що базується на концепції про фрактальну конфігурацію геометричної текстури поверхневого шару. Доведено можливість опису сукупності ізольованих механічних імпульсів за допомогою диферінтегралів деякого дробового порядку. Вказано на можливість аналізу фрактальної природи напружень деформації в поверхневому шарі.

The differintegral model of deformation based on the concept of fractal configuration of a geometrical structure of a superficial layer is examined. The opportunity to describe set of isolated fractal mechanical pulses with the differintegrals of fractional order is proved. The opportunity to analyse fractal nature of deformation pressure in a superficial layer is specified.

УДК: 621.452.3:621.793

В. Е. Замковой, В. Г. Малышева, О. А. Корогод

ЗАЩИТНЫЕ ПОКРЫТИЯ ДЛЯ РАБОЧИХ ЛОПАТОК ТУРБИНЫ ГТД

Рассмотрены различные жаростойкие покрытия, формируемые на наружной поверхности пера и поверхности охлаждаемых каналов рабочих лопаток турбины ГТД. Исследована микроструктура сплава ЖС32-ВИ после длительной эксплуатации. Рассмотрена возможность повышения ресурса рабочих лопаток турбины нанесением ГТЗП.

Введение

Химический состав современных жаропрочных никелевых сплавов, определяющий необходимый комплекс свойств материала рабочих лопаток турбины в условиях жесткого температурно-силового нагружения, не обеспечивает достаточной устойчивости пера лопаток к воздействию агрессивной среды газового потока. Высокотемпературное окисление жаропрочных никелевых сплавов существенно ограничивает ресурс рабочих лопаток. Эффективным способом защиты проточной и внутренней поверхностей лопаток от высокотемпературного окисления и коррозионного повреждения является нанесение защитных жаростойких покрытий.

На основании опыта, накопленного ГП "Ивченко-Прогресс" по доводке и эксплуатации ГТД Д-18Т и исследований ВИАМ на ранней стадии освоения двигателя Д-18Т следует, что условия работы лопаток ротора ТВД характеризуются высокой степенью теплонапряженного состояния при рабочей температуре, достигающей 1100 °С в горячем сечении лопатки. На наружной поверхности в горячем сечении наблюдаются зоны разгара жаростойкого покрытия, а также термоусталостные трещины в зоне перфорационных отверстий и на пере лопаток.

Основными требованиями, предъявляемыми к защитным покрытиям, являются высокая жаростойкость при температуре ~ 1100 °С и максимально высокое сопротивление к образованию трещин термоусталости. Поэтому выбор оптимального покрытия для рабочих лопаток ТВД ГТД представляет собой сложную научно-техническую задачу, решение которой позволит повысить ресурс более чем в 1,5-2 раза.

В разное время для защиты рабочих лопаток ТВД на нашем предприятии использовались различные жаростойкие покрытия, а также комбинированные варианты:

- ВСДП-11;
- СДП-2;
- СДП-2+ГЦП(Al);
- ГЦП(Al)+СДП-2.

Однако, исследования, подтвержденные ре-

зультатами эксплуатации, показали, что покрытия ВСДП-11 и СДП-2, характеризующиеся высокой пластичностью, в то же время имеют достаточно ограниченную жаростойкость в условиях работы лопаток ротора ТВД.

При использовании комплексных систем СДП-2+ГЦП(Al) и ГЦП(Al)+СДП-2 уже после сдаточных испытаний двигателя обнаруживалось растрескивание покрытий различной интенсивности для каждого испытанного моторокомплекта. Характер повреждения покрытий в этом случае позволил предположить, что растрескивание покрытия связано с различием в элементном составе (низкая повторяемость) и низкой пластичностью покрытий. По данным ВИАМ, использованные комплексные покрытия подвержены заметному технологическому изменению состава слоя СДП-2, обусловленному взаимной диффузией алюминия из слоя ГЦП(Al) в слой СДП-2 и хрома из слоя СДП-2 в слой ГЦП(Al). Это оказывает заметное влияние на элементный состав комплексных покрытий и их сопротивление образованию трещин термоусталости. С этой точки зрения при формировании комплексных покрытий требуется сочетание точных методов их осаждения, что гарантирует повторяемость элементного состава и свойств.

Постоянно возрастающие требования, предъявляемые к авиационным ГТД по повышению их надежности и увеличению ресурса эксплуатации, требуют нового подхода к защите внутренних поверхностей охлаждаемых каналов и наружных поверхностей лопаток турбины. Эта задача для рабочих лопаток ТВД большого ресурса из сплава ЖС32-ВИ была решена усилиями четырех организаций: ГП "Ивченко-Прогресс", ОАО "Мотор Сич", ООО "Турбомет" (Россия, г. Екатеринбург) и ФГУП ВИАМ. В результате доводки технологического процесса газоциркуляционного хромоалитирования, опробования различных технологических схем нанесения методом ВПТВЭ защитных покрытий на проточную поверхность пера рабочих лопаток и многочисленных металлофизических исследований покрытий была выбрана оптимальная схема нанесения комплексного защитного покрытия, с которым в настоящее время и эксплуатируются рабочие

лопатки ТВД дв. Д-18Т.

Материалы и методика исследований

Сущность технологии заключается в следующем. После окончательной доводки профиля пера и специальной подготовки поверхности охлаждаемых каналов выполняется хромоалитирование в две стадии газоциркуляционным методом внутренней и проточной поверхностей пера. После этого на слой диффузионного ГЦП(CrAl) методом ВПТВЭ наносится конденсационно-диффузионное покрытие, представляющее собой конденсационное покрытие СДП-2 + ВСДП-16.

Известно [1, 2], что термодинамически возможно насыщение поверхности двумя и более элементами в течение одного процесса.

С целью упрощения и удешевления технологии нанесения покрытий на нашем предприятии опробован одностадийный процесс хромоалитирования газоциркуляционным методом.

Проведены экспериментальные процессы одностадийного ГЦ хромоалитирования, в которых в качестве источника алюминия применялся как ферроалюминий, используемый в двухстадийной технологии, так и химически чистый порошок алюминия.

Основные параметры техпроцесса насыщения максимально приближены к существующим для двухстадийной технологии. В качестве активатора использовался хлористый аммоний.

Анализ полученных результатов

Структура защитного диффузионного слоя CrAl, полученного по двухстадийной технологии на внутренней поверхности охлаждаемых каналов после диффузионного отжига представлена на рис. 1, распределение химических элементов в слое в режиме картирования представлено на рис. 2. Структура и распределение химических элементов в комплексном защитном покрытии на проточной поверхности рабочей лопатки ТВД в режиме картирования приведено на рис. 3. Согласно данным рентгеноспектрального микроанализа (рис. 3) наружный слой комплексного покрытия на основе композиции СДП-2+ВСДП-16 имеет двухфазное строение с соотношением фаз: NiAl ~ 90 % мас. и легированного α -Cr ~ 10 % мас. Слой ГЦП(CrAl) выполняет роль барьера, оттесняя вглубь жаропрочного сплава ЖС32-ВИ легирующие компоненты: Ta, Re, W, Cr, Mo, выделяющиеся в виде карбидов и ТПУ фаз.

В ходе проведения исследования микроструктуры и химического состава ГЦП(CrAl), полученного по одностадийной технологии, установлено, что содержание основных легирующих элементов (Al и Cr) соответствует оптимальному для данного класса покрытий (рис. 4).

Таким образом, разработанная и опробованная

на ГП "Ивченко-Прогресс" технология одностадийного нанесения хрома и алюминия на поверхности рабочих лопаток турбины газоциркуляционным методом, обеспечивает формирование качественного покрытия и не требует изменения параметров типового техпроцесса нанесения ГЦП.

При металлографических исследованиях рабочих лопаток ТВД после длительной эксплуатации (~4...5 тыс. часов), имеющих диффузионные покрытия, в наиболее горячих зонах пера обнаруживается полное изменение исходной структуры ($\gamma+\gamma'$) – основы сплава (рис. 5). Вместо дисперсной двухфазной ($\gamma+\gamma'$) – структуры с кубоидными частицами упрочняющей γ' -фазы, разделенными относительно тонкими прослойками γ -фазы, возникла структура с фактически монолитной γ' -фазой, в которой располагаются двухфазные ($\gamma+\gamma'$) – фрагменты неправильной формы с дисперсной вторичной γ' -фазой. Выделения вторичной интерметаллидной фазы, как правило, располагаются в "монолитной" γ' -фазе. Согласно полученной микродифракционной информации, преобладающей вторичной фазой "горячей" зоны пера лопатки является μ -фаза.

Таким образом, при эксплуатации в "горячей" зоне пера лопатки формируется структура, качественно отличающаяся от исходной. При каждом полном цикле эксплуатации постоянно происходят фазовые превращения $\gamma \rightarrow \gamma'$, т.е. процессы растворения и выделения частиц упрочняющей γ' -фазы из γ -твердого раствора (работы В.П. Лесникова, В.П. Кузнецова).

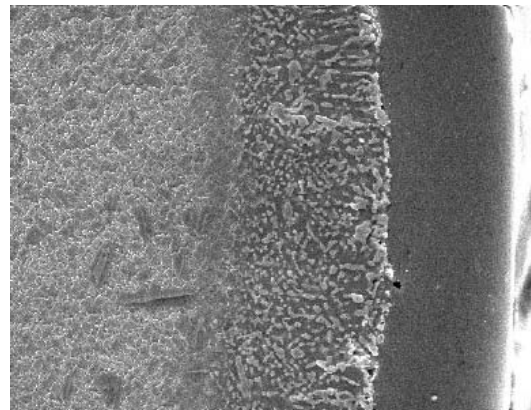


Рис. 1. Диффузионное защитное покрытие на внутренней поверхности охлаждаемого канала монокристаллической рабочей лопатки ТВД двигателя Д-18Т, полученного по технологии газоциркуляционного двухстадийного хромоалитирования, $\times 2000$

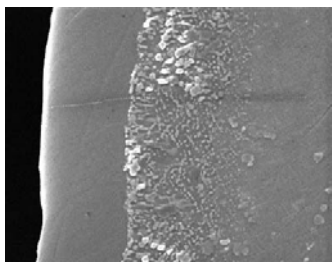


Рис. 2. Распределение химических элементов в режиме картирования на внутренней поверхности охлаждаемых каналов в окончательно готовой рабочей лопатке ТВД дв.Д-18Т. Защитное диффузионное покрытие получено методом газоциркуляционного двухстадийного хромоалитирования, $\times 1000$

Поскольку ресурс высоконагруженных рабочих лопаток турбины авиационных ГТД последнего поколения ограничен не только высокотемпературным окислением и коррозией жаростойкого защитного покрытия, но и, как показано выше, протеканием структурных изменений в жаропрочном сплаве. Поэтому пристальное внимание привлекают покрытия, которые могут не только защищать от газовой коррозии, но и служить тепловым барьером между раскаленными газами и материалом лопатки.

Таковыми являются градиентные теплозащитные покрытия (ГТЗП).

В Международном центре электронно-лучевых технологий Института электросварки им. Е.О. Патона НАНУ (г. Киев) разработана одностадийная электронно-лучевая технология осаждения ГТЗП, базирующаяся на использовании композиционного слитка и испарителя карусельного типа [3]. Осаждение всех составляющих слоев покрытия осуществляется из одного испарителя за один техноло-

гический цикл. Благодаря этому удалось значительно упростить и сократить технологический цикл осаждения ГТЗП.

Основой технологии является использование известного явления фракционирования при испарении многокомпонентных систем, содержащих элементы с различной температурой плавления и упругостью пара, и последующей их конденсации в вакууме, позволяющее заменить плоскую границу раздела, например, между металлическими и керамическими слоями, на градиентную по составу и

структуре переходную зону.

По техническому заданию нашего предприятия в МЦ ЭЛТ по одностадийной электронно-лучевой технологии на опытные комплекты рабочих лопаток турбин высокого и низкого давлений двигателя Д-27 были нанесены ГТЗП с внешним керамическим слоем на основе диоксида циркония, стабилизированного оксидом иттрия.

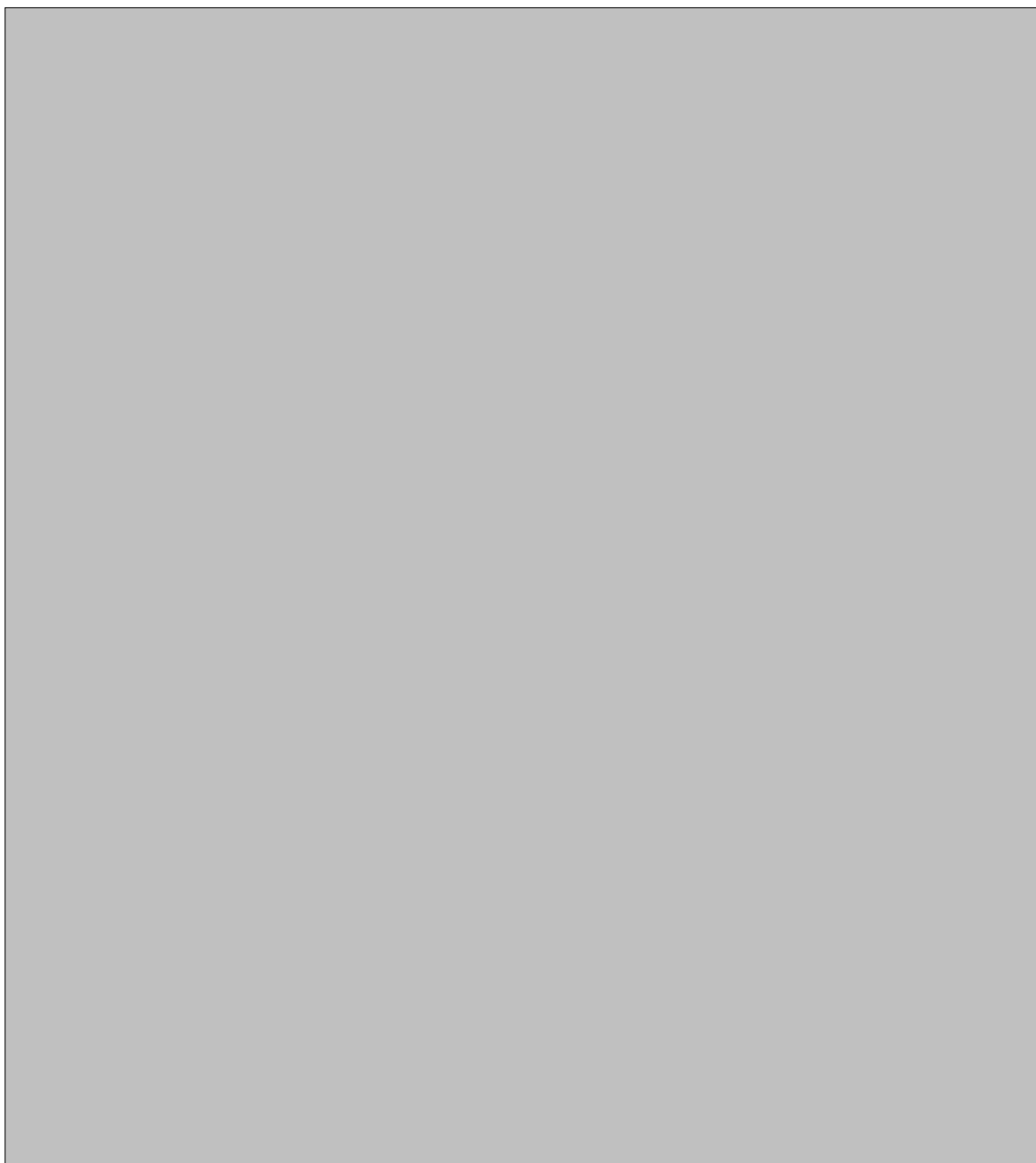


Рис. 3. Распределение химических элементов в режиме картирования в комплексном защитном покрытии (ГЦП(CrAl)+СДП-2+ВСДП-16) на проточной поверхности пера рабочей лопатки ТВД после диффузионного отжига

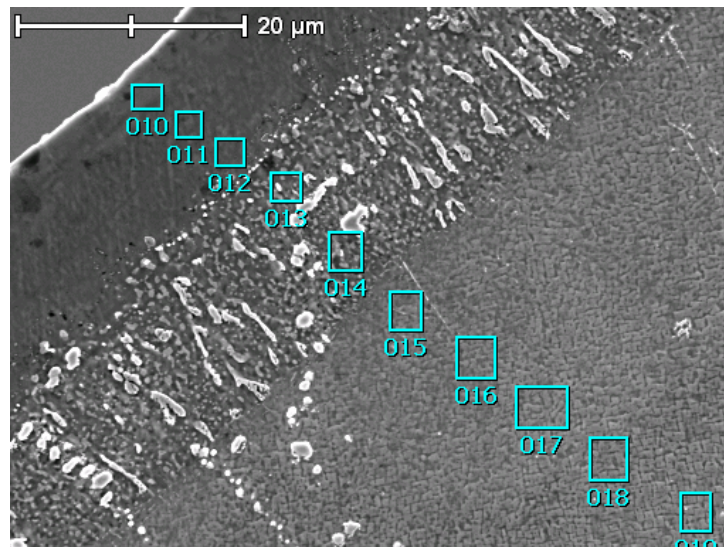


Рис. 4. Микроструктура и химический состав ГЦП(CrAl), полученного по одностадийной технологии (после диффузионного отжига)



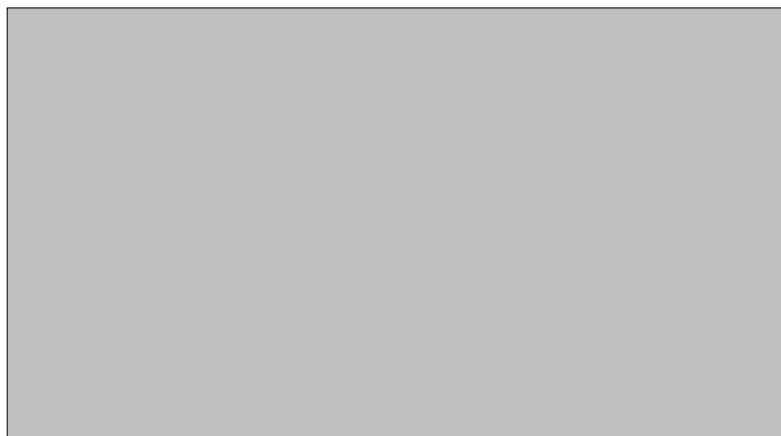
Рис. 5. Измененная микроструктура сплава ЖС32-ВИ в горячей зоне лопатки ТВД

Общая толщина ГТЗП на лопатках составляла около 220-240 мкм. Толщина металлического связующего слоя NiCoCrAlY находилась в пределах 70-90 мкм, градиентной переходной зоны (Ni,Cr)Al – около 18 мкм, внешнего керамического слоя – около 140 мкм. Контроль толщины осаждаемого покрытия производится путем контроля массы испаренного материала: для жаростойкого металлического связующего слоя СДП-1 по расходу слитка, а для переходной зоны и внешнего керамического слоя – по массе вставки AlCr и массе керамической основы композиционного слитка $ZrO_2-7\%Y_2O_3$ соответственно.

После осаждения на жаропрочные сплавы ГТЗП подвергаются вакуумной термообработке при температуре 1080...1100 °С для формирования тонкой пленки на основе $\alpha-Al_2O_3$ на границе контакта металл-керамика, так называемой TGO, которая обеспечивает высокую адгезионную связь между керамическим слоем и металлическим связующим

слоем.

На рис. 6 приведены микроструктура и распределение химических элементов в ГТЗП, осажденном на поверхность лопаток из жаропрочного сплава ЖС32. Очевидно, что содержание алюминия в NiCoCrAlY составляет около 11 мас.%, а в слое на основе алюминидов – 30.....32% при 8 мас.% Cr, что обуславливает формирование структуры на основе алюминидов никеля с дисперсными включениями хрома. На границе с внешним керамическим слоем имеется пик концентрации хрома (до 30 мас.%) и прослойка α -оксида алюминия (TGO – thermal growth oxide). Хром и оксид хрома, содержащиеся в переходной зоне, благоприятствуют формированию преимущественно $\alpha-Al_2O_3$, создавая эффективный диффузионный барьер и замедляя в первую очередь рост слоя оксида алюминия при эксплуатации покрытия на лопатках.



Химический состав ГТЗП NiCoCrAlY/Al-Cr/ $ZrO_2-Y_2O_3$ на жаропрочном сплаве ЖС32-ВИ

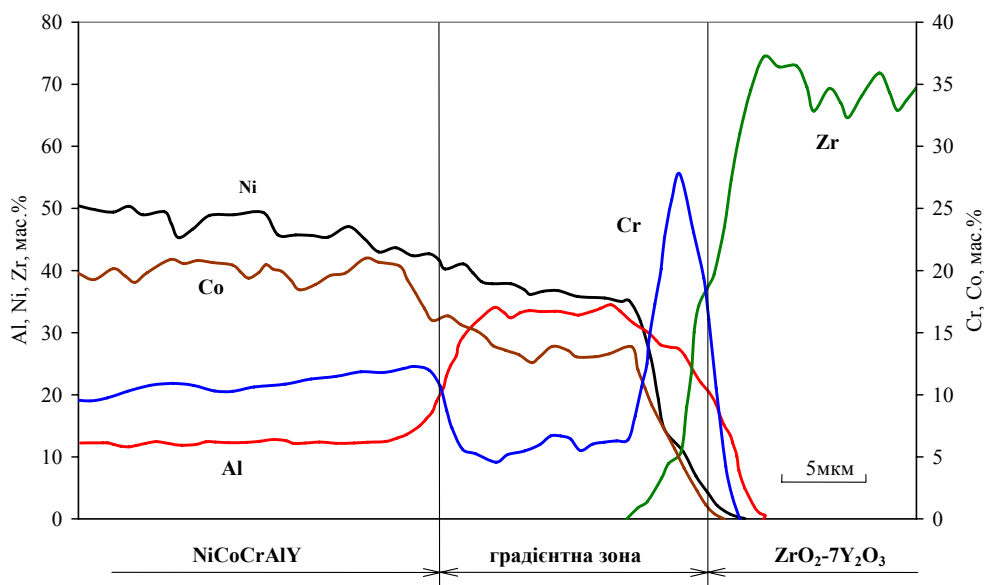


Рис. 6. Микроструктура и химический состав ГТЗП NiCoCrAlY/Al-Cr/ $ZrO_2-Y_2O_3$ после термической обработки на рабочей лопатке ТВД дв.Д-27 из сплава ЖС32-ВИ

Как показали выполненные в МЦ ЭЛТ термоциклические испытания упомянутых ГТЗП на образцах из жаропрочного сплава ЖС32 по режиму 1150↔50 °С, они в 1,8 раза превосходят по термоциклической долговечности традиционные двухслойные покрытия $\text{MeCrAlY/ZrO}_2(\text{Y}_2\text{O}_3)$. Это объясняется их более высокой термической стабильностью и жаростойкостью за счет формирования градиентных переходных зон на границе связующий слой/керамический слой. В пользу этого свидетельствует замедление кинетики роста пленки на основе Al_2O_3 между связующим слоем и керамическим слоем в процессе испытаний.

На предприятии, совместно со специалистами МЦ ЭЛТ выполнен ряд исследований по распределению толщины ГТЗП по высоте и профилю пера, а также в перфорационных отверстиях, в результате которых установлено, что данная технология обеспечивает получение необходимой толщины покрытия с плавным ее изменением на заданных участках пера. Проведены испытания усталостной прочности лопаток с этим покрытием при комнатной температуре. Отрицательного влияния ГТЗП на выносливость лопаток при этом не выявлено. В настоящее время на предприятии проводится ряд исследовательских работ по определению влияния ГТЗП на структуру и механические свойства сплава ЖС32-ВИ, а также работы оценке выносливости лопаток с покрытием при рабочих температурах.

Опытные комплекты рабочих лопаток ТВД и ТНД двигателя Д-27 успешно прошли сдаточные испытания и в настоящее время направлены в эксплуа-

тацию.

Выводы

Разработана комплексная система жаростойких покрытий – ГЦП(CrAl)+СДП-2+ВСДП-16, обеспечивающая пластичность и сопротивление образованию трещин термоусталости. Показана возможность проведения процесса насыщения поверхности Cr и Al за один технологический процесс. Дальнейшее увеличение ресурса рабочих лопаток турбины ГТД возможно нанесением градиентных теплозащитных покрытий.

Список литературы

1. П.Т. Коломыцев "Газовая коррозия и прочность никелевых сплавов". – М., 1984 г.
2. П.Т. Коломыцев "Высокотемпературные защитные покрытия для никелевых сплавов". – М., 1991 г.
3. Яковчук К.Ю., Рудой Ю.Э. "Одностадийная электронно-лучевая технология осаждения термобарьерных градиентных покрытий", Современная электрометаллургия. – 2003. – №2. – С. 10-16.

Поступила в редакцию 09.06.2006 г.

Розглянуто різні жаростійкі покриття, сформовані на зовнішній поверхні пера і поверхні охолоджуваних каналів робочих лопаток турбіни ГТД. Вивчена мікроструктура сплаву ЖС32-ВИ після тривалої експлуатації. Розглянута можливість збільшення ресурсу робочих лопаток турбіни нанесенням ГТЗП.

Considered are different heat resistant coatings of outer blade foil surface and working channels of GTE blades being cooled. Microstructure of ЖС32-ВИ alloy has been researched after long service. The possibility to improve service life for turbine working blades through ГТЗП applying is considered.

УДК 621.785: 621.821

Ю. І. Шалапко

ЕВОЛЮЦІЙНА МОДЕЛЬ ФРИКЦІЙНОЇ ВЗАЄМОДІЇ ПОВЕРХНЕВИХ ШАРІВ ПРИ ФРЕТИНГУ

Представлено математичну модель динамічної взаємодії двох тіл в присутності третього тіла, через яке відбувається безпосередній контакт і тертя. Розв'язується система двох диференціальних рівнянь які є операторами еволюційної поведінки контакту в умовах вібраційного тангенціального навантаження. Еволюційна модель дозволяє через експериментальні дані по відносному русі двох тіл і пружні характеристики поверхневого шару оцінити реальні параметри малоамплітудного фретингу.

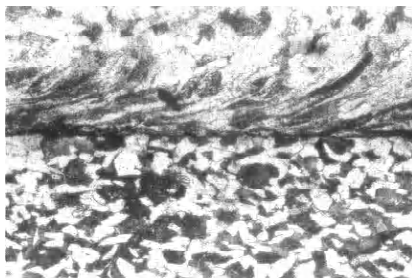
Вступ

Будь-які мікропереміщення, які відбуваються на поверхні розділу двох поверхонь не є дзеркальним відображенням руху всієї деталі відносно іншої. Точність визначення відносних переміщень суттєво для ідентифікації динаміки поверхневих шарів в умовах мало амплітудного фретингу (1...10 мкм). Пружні та пластичні деформації приконтактних областей можуть бути однакові за величиною проковзування і тоді при наявності зміцнення деталей буде відсутнє тертя між поверхнями. А переміщення поверхневих шарів призведе до контактної втоми, пітингу і нагріву через дисипацію енергії. Взаємозв'язок цих явищ є важливим з точки зору цілісності номінально – нерухомого фрикційного (ННФ) контакту в умовах вібрації та циклічного навантаження. Стан інтерфейсу постійно трансформується під час циклічного навантаження від сталого повного зчеплення до проковзування з утворенням „третього” тіла (рис. 1). Ресурс посадки вичерпується за рахунок зношування та окислення, що призведе до переходу від сили статичного тертя до кінематичного.

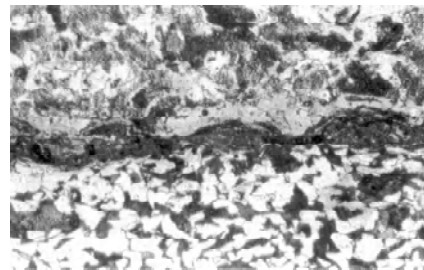
Важливим з точки зору віброактивності є цілісність місць фіксації деталей в корпусах чи на фундаменті. Особливо це стосується навісного обладнання в аерокосмічній техніці. В цьому випадку сила притиснення до основи менше за вагу і будь-який рух відносно основи дає значний вібра-

ційний фон у всій конструкції в цілому, відчуваються шум, удари, скрипіння, що для відповідальних елементів з'єднання може обернутися катастрофічними наслідками [1].

Таким чином, фрикційна поведінка поверхонь при вібраціях є складною динамічною системою, яка підлягає розв'язуванню для прогнозування характеристик малоамплітудного фретингу і встановлення законів еволюції інтерфейсу у відповідальних спраженнях літаків та космічних апаратів. Під динамічною системою розуміють будь-який об'єкт або процес, для яких однозначно визначений стан системи через сукупність величин в даний момент часу, а також відомий оператор, який описує еволюцію початкового стану в часі. Динамічна система, яка описується еволюційним оператором має своє відображення в диференціальних рівняннях, теорії графов, марківських ланцюгах, дискретних відображеннях і т.д. Вибір способу для опису динамічної системи обумовлює вид математичної моделі. Математична модель динамічної системи поверхневого шару, який деформується під дією сил тертя та сил інерції, будемо вважати заданою, якщо задаються параметри системи: гармонічний закон руху основи 1 та координати тіл 2, 3, що однозначно визначають стан системи, а також вказаний еволюційний оператор у вигляді системи диференціальних рівнянь, які дозволяють виз-



а



б

Рис. 1. Поперечний переріз інтерфейсу двох поверхонь, що контактують в стані знакозмінного тангенціального навантаження: а – 1000 циклів навантаження; б – 800 000 циклів

начити зміни стану системи в часі:

$$(1) \quad \dots, \dots$$

Математична модель динамічної системи поверхонь розділу двох тіл

Розглянемо фрикційну взаємодію поверхонь в умовах значного рівня сил тертя, та малих відносних вібраційних мікропроковзувань в межах 1...10 мкм, як динамічну модель в двох ступенях вільності (рис. 1).

На рис. 2 прийняті позначення: x, y, z – переміщення відповідно основи, маси m , маси M в нерухомій системі координат;

c – жорсткість пружини;

μ – коефіцієнт тертя між деталями 1-2;

N – нормальна сила, що діє між деталями 1-2;

ω – кругова частота коливань деталі 1;

t – час;

M – маса деталі 3;

m – маса деталі 2;

a – амплітуда переміщення деталі 1;

F_j – сила тертя в момент часу j .

Основа 1 рухається за гармонічним законом:
 $z = a \sin(\omega t)$.

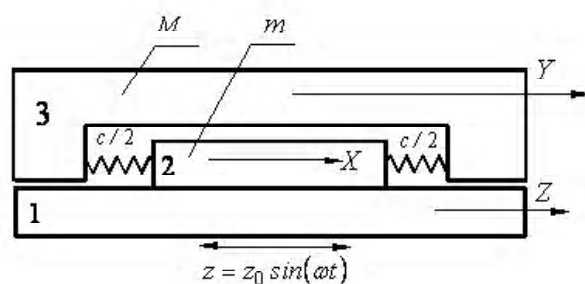


Рис. 2. Динамічна система інтерфейсу при тангенціальному циклічному збудженні основи

Необхідно знайти закон руху маси m та маси M . Поділимо весь інтервал часу від початку руху t_0 на однакові часові проміжки тривалістю

$$(2) \quad \dots$$

$$(3) \quad \dots$$

Інтервали часу Δt настільки малі, що силу тертя на кожному з інтервалів вважаємо постійною. Позначимо силу тертя, яка діє на j -му проміжку часу $[t_{j-1}; t_j]$ через F_j . Тоді диференціал рівняння, що описують еволюцію представленої динамічної моделі; запишуться у вигляді

$$(4) \quad \dots$$

Зведемо цю систему рівнянь до одного:

$$(5) \quad \dots$$

$$(6) \quad \dots$$

Підставимо рівняння (5), (6) в (4)

$$(7) \quad \dots$$

$$(8) \quad \dots$$

$$(9) \quad \dots$$

Рівняння (7) запишеться так:

$$(10) \quad \dots$$

Розв'язок рівняння (10) шукаємо у вигляді

$$(11) \quad \dots$$

де y_{og} – розв'язок рівняння: $y^{(4)} + a^2 y'' = 0$,

а y_r – частковий розв'язок рівняння (10).

Шукаємо у вигляді:

$$y_{og} = e^{kt}; \quad y_{og}'' = k^2 e^{kt}; \quad y_{og}^{(4)} = k^4 e^{kt}.$$

$$\dots$$

де $k^4 + a^2 k^2 = 0$ – характеристичне рівняння для диференційного рівняння (12). Його корені будуть наступні: $k_1 = k_2 = 0$; $k_{3,4} = \pm ai$ ($i^2 = -1$).

Розв'язок диференційного рівняння (12) запишеться:

$$(13) \quad \dots$$

$$\dots$$

(27)

Маючи C_{3j}, C_{4j} можна знайти C_{2j}, C_{1j} .

З рівняння (23) $\Rightarrow$

$$\dots$$

(28)

З рівняння (21) $\Rightarrow$

$$\dots$$

(29)

Спростимо вирази для C_{2j}, C_{1j} і запишемо значення x'_{ij} .

$$\dots$$

(28')

$$\dots$$

(29')

Якщо проковзування не буде, то потрібно перерахувати силу тертя з умови:

$$\dots$$

(30)

$$\dots$$

$$\dots$$

$$\dots$$

$$\dots$$

(31)

Враховуючи, що $z'_j = V\omega \cos(\omega t_j)$, одержимо:

$$\dots$$

(32)

Формула (32) дає можливість знайти силу тертя F_j при відсутності проковзування. У випадку наявності проковзування сила тертя дорівнює максималь-

ному його значенню μN (N – нормальна реакція; μ – коефіцієнт тертя пари 1-2).

Результати моделювання

При збудженні основи в тангенціальному напрямку можливі декілька сценаріїв поведінки динамічної системи. Перший: всі тіла коливаються разом з основою. Вважаючи тіло 2 за тонкий поверхневий шар, який має відповідну масу, тангенціальну жорсткість (аналог пружного елемента на рис.2) і взаємодіє з основою через тертя, можна констатувати, що в системі відсутня будь-яка дисипація енергії і система абсолютно „жорстка” ($z = x = y$).

Другий сценарій: відбувається відносно проковзування поверхонь і відсутня деформація приконтатної зони ($z \neq x, x = y$). Така взаємодія між елементами динамічної системи можлива при значній жорсткості поверхневого шару, що в реальності досягається зменшенням сили тертя і великою твердістю поверхні. Наступний сценарій: за рахунок великої сили тертя тіла 1 і 2 повністю зчеплені. Тоді

відсутнє тертя ковзання і можлива знакозмінна деформація поверхневого шару завдяки малій тангенціальній жорсткості поверхні в сукупності з силами інерції маси третього тіла ($z = x, x \neq y$). І останній випадок, коли можливий одночасний зсув матеріалу в поверхневому шарі та проковзування ($z \neq x, x \neq y$).

На рис. 3 представлені результати переміщень системи двох мас, які коливаються разом з основою з частотою 22,5 Гц. Характер переміщень свідчить, що в перший момент часу відбувається зміщення деталі від початкового положення і процес стає аперіодичним з елементами проковзування тіла 2 по основі. Разом з тим, спостерігаються відносно мікропереміщення між тілами 2 і 3 (рис. 3, б), за якими можна оцінити розсіювання енергії в поверхневому шарі в результаті деформації. Фазові діаграми руху тіл 2 і 3 показують хаотичну динаміку. Однак, еволюція третього тіла більш структурована, що може засвідчити детальний аналіз фрактальної розмірності або вейвлет-перетворення часових рядів [2].

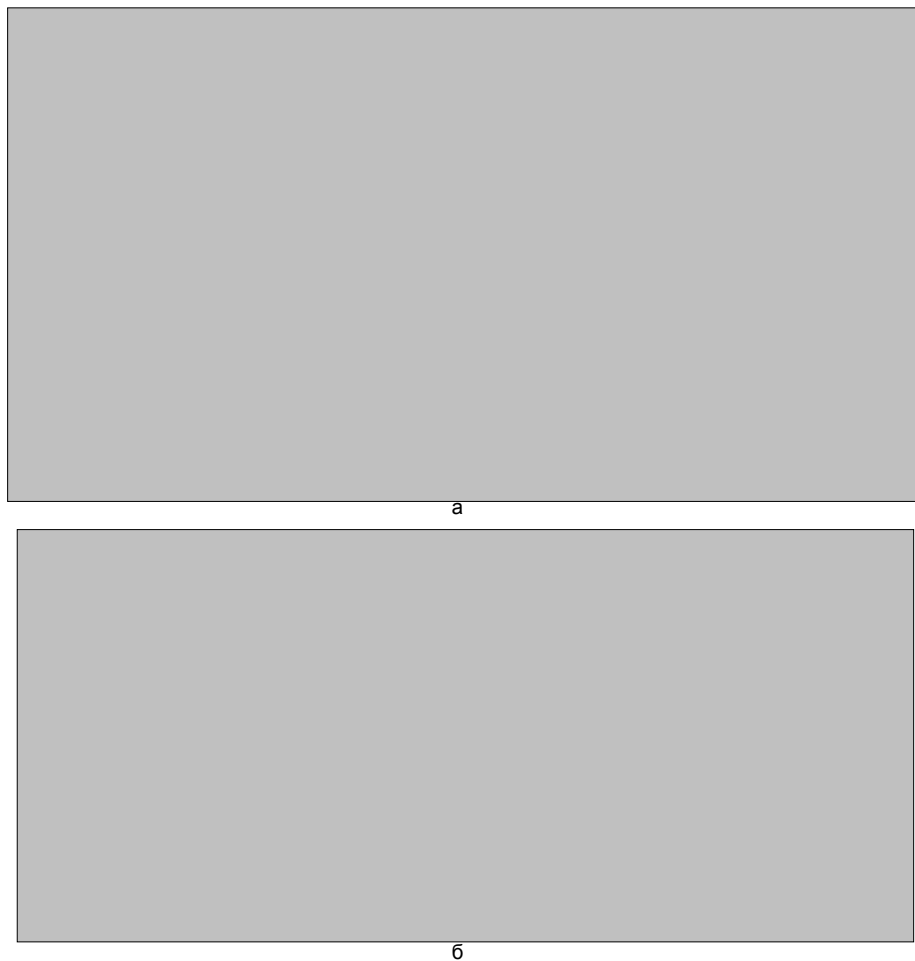


Рис. 3. Переміщення елементів динамічної системи. Частота коливань основи 22,5 Гц, амплітуда коливань 5 мкм, сила тертя $F = 8 \cdot 10^5$ Н, тангенціальна жорсткість $c = 6 \cdot 10^{10}$ Н/м, а – часовий перебіг від 0 до 3 с; б – фрагмент від 0,106 до 0,207 с



Рис. 4. Фазові діаграми переміщення тіла 2 (а), тіла 3 (б)

Висновки

1. Представлена математична модель динамічної системи поверхні розділу двох тіл з відокремленням контактної області від деталі в цілому.
2. Отримані еволюційні оператори руху тіл.
3. Якісна картина фазових діаграм може засвідчити про хаотичний рух тіл по основі.
4. Визначена роль приконтактної області, яка гасить високочастотні коливання, що виникають в системі через тертя між поверхнями.
5. Використання технологічних методів обробки з метою досягнення відповідної тангенціальної жорсткості поверхневого шару дасть можливість усунути пошкодження від малоамплітудного фретингу і пітингу.

Список літератури

Представлена математическая модель динамического взаимодействия двух тел в присутствии третьего тела, через которое происходит непосредственный контакт и трение. Решается система двух дифференциальных уравнений, которые являются операторами эволюционного поведения контакта в условиях вибрационной тангенциальной нагрузки. Эволюционная модель позволяет через экспериментальные данные по относительному движению двух тел и упругие характеристики поверхностного слоя оценить реальные параметры малоамплитудного фреттинга.

Presented is a mathematical model of dynamic interaction of two bodies at presence of a third one through which direct contacting and friction occurs. The system of two differential equations is being solved which are operators of evolutionary behavior of contact in conditions of vibrational tangential loading. Evolutional model enables to evaluate real parameters of low amplitude fretting through experimental data on relative motion of two bodies and rigid characteristics of surface layer.

1. Шалапко Ю.И., Каплун В.Г., Гончар В.В. Лазерная обработка электроискровых покрытий для обеспечения фреттингостойкости // Вестник двигателестроения. №1, 2002. – С. 135-140.
2. Шалапко Ю.И., Камбург В.Г. Механика микроперемещений с трением в приложении вейвлет-анализа // Труды международного симпозиума "Надежность и качество 2006", Пенза. 2006. – Т.2. – С. 293-297.

Поступила в редакцию 07.07.2006 г.

УДК 539.3

Д. В. Ивченко, П. К. Штанько, А. И. Коваленко

ЧИСЛЕННЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ПОВРЕЖДАЕМОСТИ ЧАСТИЦ ПЫЛИ ПРИ УДАРЕ ДЛЯ МОДЕЛИРОВАНИЯ ГАЗОАБРАЗИВНОЙ ЭРОЗИИ ДЕТАЛЕЙ ГАЗОВОЗДУШНОГО ТРАКТА ВЕРТОЛЁТНЫХ ГАЗОТУРБИННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

*Представлены численные исследования повреждаемости частицы пыли при ударе
при помощи математического моделирования методом конечных элементов.*

Введение

Газоабразивная эрозия деталей газозвдушно-го тракта вертолётных газотурбинных двигателей, возникающая при эксплуатации в условиях запылённости воздуха приводит к значительному снижению надёжности и ухудшению технико-экономических характеристик газотурбинных двигателей и вертолётов в целом, а также к снижению боеготовности вертолётов военного назначения [1].

Одним из основных препятствий при моделировании динамики трёхмерных течений воздуха (газа) с частицами пыли в газозвдушном тракте и газоабразивной эрозии деталей газозвдушного тракта является учёт повреждаемости и разрушения частиц пыли на более мелкие фрагменты при ударах о поверхности деталей газозвдушного тракта [1-2]. Возможность разрушения частиц пыли в результате как одного, так и многих ударов экспериментально подтверждена:

- наличием экстремума зависимостей "эрозионные потери-размер частиц пыли", полученных разными исследователями при обдувке образцов запылённым потоком воздуха (газа);

- изменением дисперсного состава запылённого потока при его движении по тракту компрессора, определённого во время специальных стендовых испытаний вертолётного газотурбинного двигателя ТВ3-117 с забросом пыли в газозвдушный тракт [3].

Целью настоящей работы является определение повреждаемости частицы пыли при ударе путём проведения численных исследований при помощи математического моделирования методом конечных элементов.

2 Математическое моделирование и численные исследования удара частиц пыли о преграду из твёрдого сплава Т15К6

При математическом моделировании частиц пыли использовались следующие допущения:

- геометрическая форма частицы пыли принята сферической для упрощения её математического

описания, хотя на самом деле тела частиц пыли имеют разнообразные и, как правило, сложные геометрические формы, в результате чего в действительности они имеют более низкую прочность;

- частица пыли является упруго-хрупким телом, которое имеет сплошное строение;

- механические характеристики свойств частицы пыли приняты равными соответствующим механическим характеристикам свойств оксида кремния (SiO_2) [8], который, как правило, является основным компонентом пыли (содержание SiO_2 в разных почвах достигает до 60-93 %);

- модуль упругости (модуль Юнга) частицы пыли зависит от её размера.

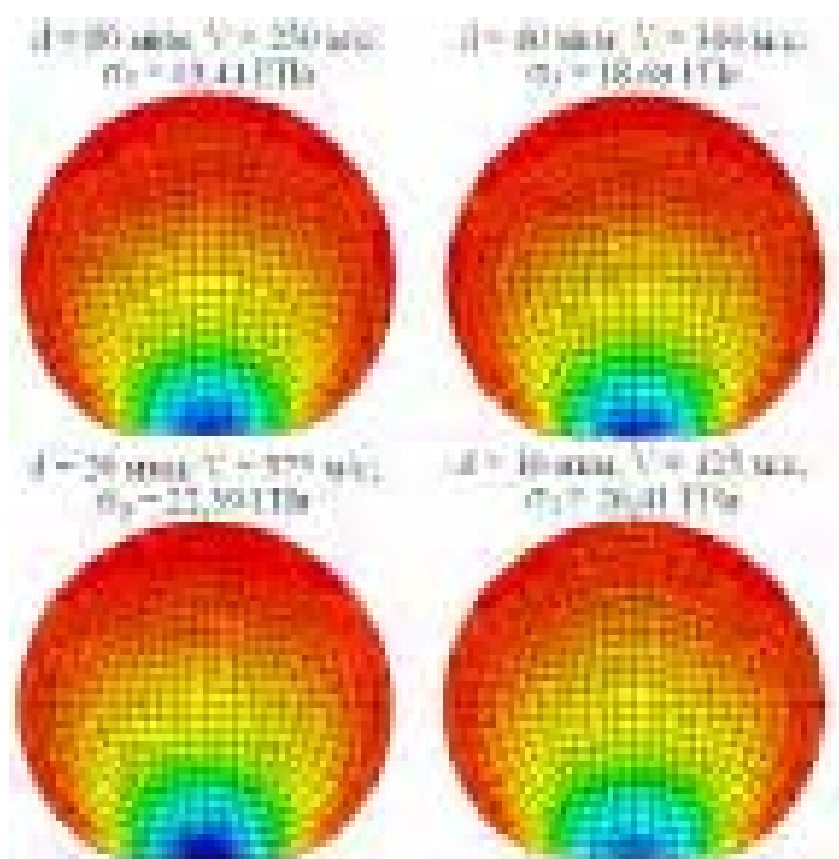
Преграда моделировалась пластиной (идеально упругое тело, которое имеет сплошное строение); механические характеристики твёрдого сплава Т15К6 принимались в соответствии с данными работы [9].

Трёхмерная конечно-элементная модель нормального удара частицы пыли по преграде из твёрдого сплава Т15К6 включает в себя 13895 конечных 8-ми узловых элементов-гексаэдров и использует условия геометрической симметрии (рассматривается 1/4 часть полной модели). Граничные и начальные условия конечно-элементной модели включают закрепление пластины по периметру в направлении удара и задание необходимой скорости узлам сферы, а также условий геометрической симметрии. Для решения задачи удара использовался явный метод решения уравнения динамики (метод рекуррентных соотношений).

Были проведены численные исследования частиц пыли размером $d = 80, 40, 20$ и 10 мкм со скоростями удара $V = 250, 300, 375$ и 425 м/с, которые соответствуют скоростям, при которых данные частицы разрушаются [6].

В результате проведенных исследований было определено, что форма частицы пыли сильно деформируется в районе контакта с преградой (рис. 1) и качественно похожа на деформированные формы сферических частиц оксида алюминия после

лентных напряжений σ_3) в частицах пыли при ударе представлены на рис. 2.



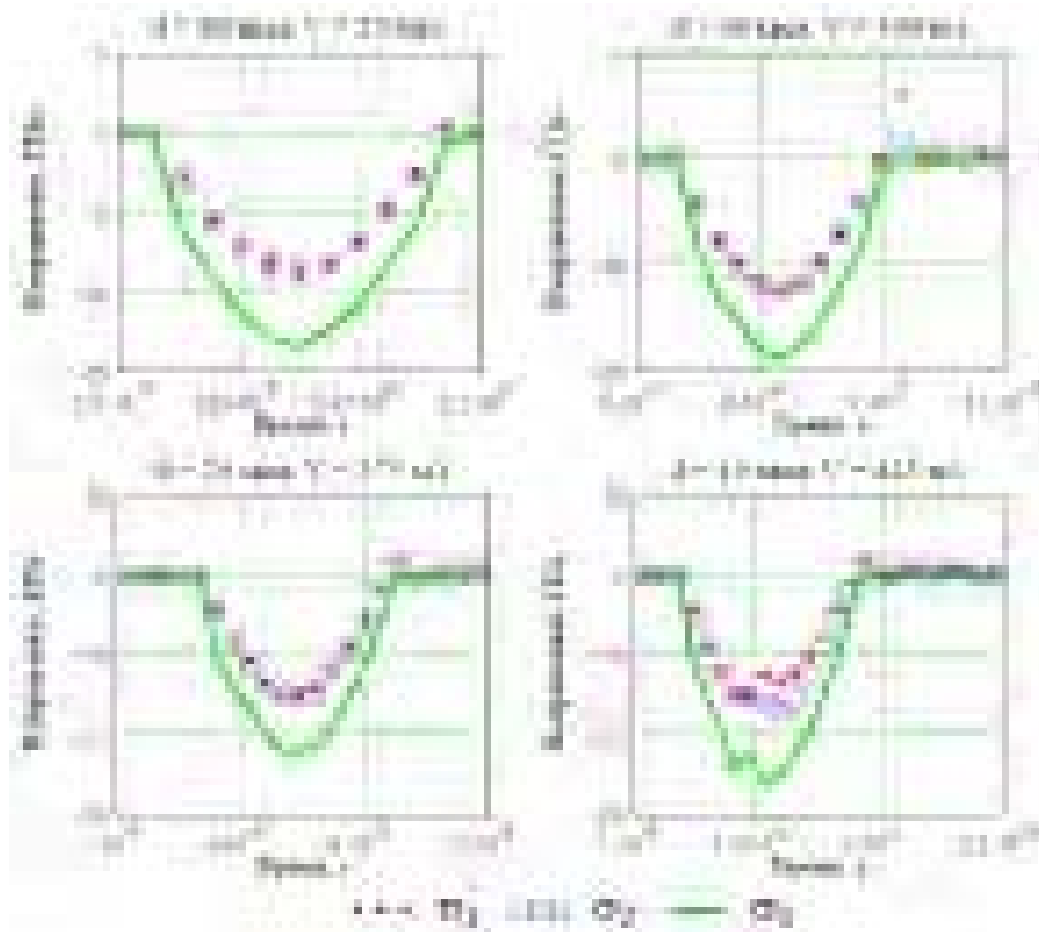


Рис. 2. Изменение главных напряжений во времени (в месте действия максимальных эквивалентных напряжений σ_3) в частицах пыли при ударе

3 Математическое моделирование несплошности частиц пыли

Объем частиц пыли в действительности не сплошен и содержит различные неоднородности, размеры, местонахождение и ориентация которых являются случайными величинами, но влияющие существенным образом на прочность частиц пыли при ударе, так как являются концентраторами напряжений. Следует также отметить, что при ударе частицы пыли, данные неоднородности растут (увеличиваются их размеры, находящиеся рядом несколько неоднородностей могут соединиться в одну и т. д.), т. е. частицы пыли повреждаются.

Поэтому для оценки повреждаемости частиц пыли при ударе была создана математическая конечно-элементная модель объема частицы пыли с неоднородностями. Объем частицы моделировался телом кубической формы. Размер ребра куба принят в 10 раз больше половины размера минимальной неоднородности и составляет $2 \cdot 10^{-3}$ мкм.

Половина размера минимальной неоднородности рассчитывалась в соответствии с подходом

линейной механики разрушения:



где значения нормального напряжения $\sigma = |\sigma_3| = 26,41$ ГПа приняты из численного эксперимента удара частицы пыли размером $d = 10$ мкм со скоростью $V = 425$ м/с; значения критического коэффициента интенсивности напряжений $K_C = 0,7$ МПа·м^{1/2} приняты в соответствии с данными работы [11].

Конечно-элементная модель включает в себя 1000 конечных 8-ми узловых элементов-гексаэдров.

Несплошность частицы пыли моделировалась при помощи технологии "убийства" конечных элементов. Суть этой технологии заключается в том, что жесткость конечных элементов, имитирующих неоднородность, задавалась пренебрежительно

малой (реальная жёсткость элементов умножалась на 10^{-6}). Начальное количество и геометрическое положение "убитых" конечных элементов было случайным – "убийство" осуществлялось с помощью программы-генератора случайных чисел.

После приложения нагрузок, осуществлялось повторное "убийство" конечных элементов, если их эквивалентные напряжения $\sigma_{экв}$, определённые по 4 теории прочности, достигают теоретического предела прочности:

$$\sigma_{экв} \geq \sigma_{теор}, \quad (1)$$

где $\sigma_{теор}$ – теоретический предел прочности, определяемый как [12]:

$$\sigma_{теор} = E \cdot \epsilon_{теор}, \quad \text{ГПа},$$

где модуль упругости (модуль Юнга) $E = 135 \text{ ГПа}$ определялся путём экстраполяции результатов экспериментальных исследований по определению модуля упругости образцов из SiO_2 различного поперечного сечения [8].

Выбор 4 теории прочности (критерия Губера-Мизеса-Генки) обусловлен тем, что при "мягких" напряжённых состояниях (напряжённых состояниях, близких к всестороннему сжатию) хрупкие материалы могут вести себя как пластичные [13].

На гранях куба приложением давлений моделировалось сложное напряжённое состояние (всестороннее сжатие), при котором:

$$\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3 = -P, \quad (2)$$

Повреждаемость объёма частицы пыли определялась её сплошностью [14]:

$$C = \frac{V_H}{V_O}, \quad (3)$$

где сплошность C определялась как отношение объёма неоднородностей V_H , которые находятся в рассматриваемом объёме V_O :

$$C = \frac{V_H}{V_O}. \quad (4)$$

Следовательно при $C = 1$ – неоднородности отсутствуют (сплошное строение) и $\Pi = 0$; при $0 < C < 1$ – неоднородности присутствуют и $\Pi > 0$.

Алгоритм решения задачи повреждаемости объёма частицы пыли с неоднородностями представлен на рис. 3.

4 Численные исследования повреждаемости объёма частицы пыли с неоднородностями

Для оценки повреждаемости частицы пыли при

ударе с учётом несплошности её строения были проведены численные исследования с использованием математической модели конечных элементов объёма частицы пыли с неоднородностями. Было проведено более 240 численных исследований при следующих значениях главных напряжений:

$$\sigma_1 = \sigma_2 = -8,4 \text{ ГПа}, \quad \sigma_3 = -12 \text{ ГПа};$$

$$\sigma_1 = \sigma_2 = -11,9 \text{ ГПа}, \quad \sigma_3 = -17 \text{ ГПа};$$

$$\sigma_1 = \sigma_2 = -15,4 \text{ ГПа}, \quad \sigma_3 = -22 \text{ ГПа};$$

$$\sigma_1 = \sigma_2 = -18,2 \text{ ГПа}, \quad \sigma_3 = -26 \text{ ГПа}.$$

За разрушение принималось любое разделение объёма частицы пыли на отдельные части (фрагменты). Наличие разрушения оценивалось качественно (рис. 4).

В результате численных исследований было определено, что вероятность разрушения 100 % имеет место при следующих значениях начальной сплошности объёма (перед нагружением):

$$C = 0,48 \text{ при } \sigma_1 = \sigma_2 = -8,4 \text{ ГПа},$$

$$\sigma_3 = -12 \text{ ГПа}, \quad \sigma_p = \sigma_{экв} = 3,6 \text{ ГПа};$$



Рис. 3. Алгоритм решения задачи повреждаемости объёма частицы пыли с неоднородностями

$C = 0,56$ при $\sigma_1 = \sigma_2 = -11,9$ ГПа, $\sigma_3 = -17$ ГПа, $\sigma_p = \sigma_{эжв} = 5,1$ ГПа;

$C = 0,54$ при $\sigma_1 = \sigma_2 = -15,4$ ГПа, $\sigma_3 = -22$ ГПа, $\sigma_p = \sigma_{эжв} = 6,6$ ГПа;

$C = 0,73$ при $\sigma_1 = \sigma_2 = -18,2$ ГПа, $\sigma_3 = -26$ ГПа, $\sigma_p = \sigma_{эжв} = 7,8$ ГПа,

где σ_p – напряжение разрушения объема частицы пыли.

Эти результаты представлены графически на рис. 5, где результаты численных исследований описаны уравнением прямой линии с коэффициентами:

$A = 14,554025$ и $B = -2,629949$.

Выводы и перспективы дальнейших исследований

Проведены численные исследования повреждаемости частиц пыли при ударе при помощи математического моделирования методом конечных элементов, в результате которых была определена зависимость напряжения разрушения её объемов от начальной сплошности её материала.

Перспективой дальнейших исследований является возможность проведения математического моделирования процессов газобразивной эрозии деталей газозвдушного тракта вертолётных газотурбинных двигателей с учётом повреждаемости и разрушения частиц пыли на более

мелкие фрагменты в результате их ударов о поверхности деталей газозвдушного тракта.

Список литературы

1. Ивченко Д.В., Штанько П.К., Исаев Н.В., Павлов И.Ю. Эрозионная прочность деталей газозвдушного тракта вертолётных газотурбинных двигателей при эксплуатации в условиях запылённости воздуха. Современное состояние проблемы и возможный путь её решения // Авиационно-космическая техника и технология: Сб. науч. тр. – Харьков: ХАИ, 2004. – Вып. 7(15). Конструкция и прочность. – С. 135-139.
2. Ивченко Д.В., Денисюк В.Н., Штанько П.К. Математическое моделирование высокоскоростного удара твёрдой частицы по пластически деформируемому телу // Вестник двигателестроения. – 2004. – № 4. – С. 80-84.
3. Богуслаев В.А., Муравченко Ф.М., Жеманюк П.Д. и др. Повышение износостойкости лопаток // Технологическое обеспечение эксплуатационных характеристик деталей ГТД. Лопатки компрессора и вентилятора. – Запорожье: ОАО "Мотор Сич", 2003. – С. 353-388.
4. Тененбаум М.М. Износостойкость конструкционных материалов и деталей машин. – М.: Машиностроение, 1966.
5. Жигаев В.Д. Прочность зёрен кварцевого песка // Машиноведение. – 1971. – № 1. – С. 101-105.
6. Григорьев М.А., Коган Б.М. О разрушении абразивных частиц загрязнения масла в двигателе // Автомобильная промышленность. – 1979. – № 5. – С. 2-4.
7. Шумилов А.А. Разработка и внедрение износостойких материалов для деталей, подверженных интенсивному газобразивному изнашиванию: Диссертация канд. техн. наук: 05.02.01. – Запорожье, 1989.
8. Физико-химические свойства окислов. Справочник / Самсонов Г.В., Борисова А.Л., Жидкова Т.Г. и др. – М.: Металлургия, 1978. – 472 с.
9. Гладун А.Д., Вишенкова О.В. Волновая теория высокоскоростных режимов обработки материалов резанием // Письма в ЖТФ. – 2005. – т. 31, вып. 4. – С. 23-29.
10. Salman A.D., Reynolds G.K. and Hounslow M.J. Particle Impact Breakage in Particulate Processing

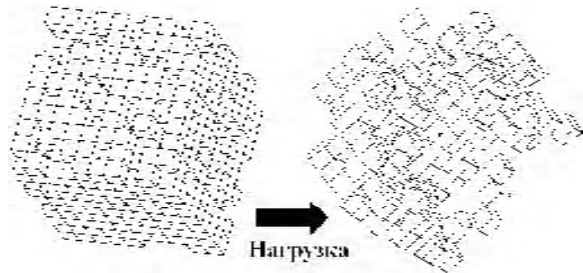


Рис. 4. Разрушение объема частицы пыли ($\Pi = 0,76$) при начальной сплошности $C = 61,4$ и параметрах $\sigma_1 = \sigma_2 = -11,9$ ГПа, $\sigma_3 = -17$ ГПа

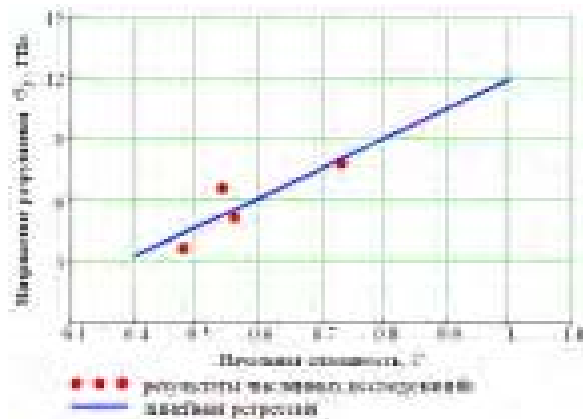


Рис. 5. Напряжение разрушения частиц пыли при ударе

- // Kona; Power and Particle. – 2003. – № 21. – P. 88-99.
11. Механика разрушения и прочность материалов: Справ. Пособие: В 4 т. / Под общей ред. Панасюка В.В. – К.: Наук. Думка, 1988. – Т. 3. – С. 163.
12. Основы механики разрушения Нотт Дж. Ф. – Пер. с англ. – М.: Металлургия, 1978. – 256 с.
13. Сопротивление материалов / Под. ред. акад. АН УССР Писаренко Г.С. – 5-е изд., перераб. И доп. – К.: Вища. шк. Головное изд-во, 1986. – С. 208.
14. Качалов Л.М. Основы механики разрушения. – М.: Наука, 1974. – 312 с.

Поступила в редакцию 10.07.2006 г.

Представлено чисельні дослідження пошкоджуваності частки пилу при ударі за допомогою математичного моделювання методом кінцевих елементів.

Presented are numerical researches on impairmentness of dust particles at impact using the mathematical simulation through final elements method.

Ю. И. Торба

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ УСТАНОВКА И МЕТОД ИССЛЕДОВАНИЯ РАБОТОСПОСОБНОСТИ ФАКЕЛЬНЫХ ВОСПЛАМЕНИТЕЛЕЙ В ШИРОКИХ ДИАПАЗОНАХ ИМИТИРУЕМЫХ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ ХАРАКТЕРИСТИК

Рассмотрены конструкция, принцип работы, методика постановки и проведения работ на экспериментальной установке для всесторонних исследований факельных воспламенителей с питанием воздухом из кольцевого канала камеры сгорания. Произведено отражение технических возможностей установки. Рассмотрены перспективы дальнейших совершенствований и доводки.

Постановка проблемы в общем виде и ее связь с важными научными и практическими заданиями

Без надежного воспроизводимого запуска невозможно выполнение двигательной установкой (ДУ) своего предназначения. В последнее время запуск, как правило, стал функцией подчиненной экологии. Это связано с явно прослеживающейся тенденцией создания малозмиссионных камер сгорания [1], которые ориентированы на обеднение топливовоздушной смеси (ТВС). В связи с этим значительно сужается диапазон пусковых характеристик ДУ. Таким образом, для надежного запуска, в диапазонах, установленных техническим заданием на проектирование, необходим источник зажигания, позволяющий создать мощный начальный очаг горения. Таким источником, применяемым в широком спектре газотурбинных двигателей (ГТД) и имеющим явные преимущества перед другими способами зажигания является факельный воспламенитель (ФВ) [2-4]. Проблема доводки источника зажигания, с целью обеспечения надежного запуска, остается первичной для любого ГТД.

Для обоснования выбора того или иного варианта ФВ при разработке систем зажигания современных и перспективных ГТД необходимо провести сравнительные и доводочные исследования их работоспособности. Эти исследования проводятся в условиях, моделирующих натурные: высоты, температуре воздуха и топлива, расходу воздуха и др. параметрам, – которые в конечном итоге будут определять диапазон эксплуатационных характеристик, а также надежность и эффективность выбранного варианта ФВ.

В последнее время широкая часть исследований ориентируется на численный эксперимент. Однако, применительно к проведению исследований факельных воспламенителей, используемые физические модели газофазного горения ТВС с

искровой стабилизацией пламени имеют большое количество допущений, искажающих математическую модель. В связи с недостаточной достоверностью результатов численного метода, исследования ФВ ориентированы на натурный эксперимент. В данное время именно он обладает наибольшей объективностью и достоверностью получаемых результатов.

Анализ последних публикаций и выделение не решенных ранее частей проблемы

Анализируя спектр работ, посвященных исследованию ФВ [5-8], следует отметить, что в них отсутствуют вопросы, связанные с экспериментальной установкой и методикой проведения исследований. Исключение составляет работа [5], в которой представлена схема измерения температуры факела на выходе из воспламенителя.

Цель данной статьи состоит в: описании конструкции и принципа работы установки для всесторонних исследований ФВ; описании созданной методики постановки и проведения исследования; отражении технических возможностей установки, перспектив ее совершенствования и доводки.

Изложение основного материала исследования с обоснованием полученных результатов

В связи со сложившейся ситуацией необходимости проведения исследований ФВ, на ГП "Ивченко-Прогресс" разработана и введена в эксплуатацию экспериментальная установка (рис. 1). Для исследования ФВ первого типа – с питанием воздухом из кольцевого канала камеры сгорания (КС) [3] предложен метод, позволяющий моделировать натурные условия работы ФВ. Суть его заключается в имитации: условий течения воздуха, расходов топлива, энергии и частоты разряда на свече зажигания, температуры воздуха и топлива. Это достигается применением специальных приспособ-

лений, позволяющих в автономных условиях, при минимальных геометрических размерах, получить независимо друг от друга изменяемые параметры, влияющие на работоспособность ФВ. На рис. 2 представлена принципиальная схема установки.

1 – агрегат зажигания; 2 – вихревая холодильная установка; 3-9 – вентиль регулировочный; 10-14 – вентиль сбросной; 15 – камера сгорания (отсек КС, приспособление для имитации течения воздуха); 16, 17 – насос основной; 18, 19 – насос прокачки; 20, 21 – отсечной клапан; 22-25 – преобразователь измерительный Сапфир-22; 26, 27 – ресивер воздушный; 28-30 – топливная емкость; 31 – барокамера; 32 – термокамера ТКЦИ 02-80; 33, 34 – тер-

мопара ХА; 35-38 – термопара ХК; 39 – турбинный датчик расхода; 40 – факельный воспламенитель; 41 – фильтр воздушный; 42, 43 – фильтр топливный; 44 – шахта шумоглушения; 45 – электроподогреватель; 46 – эжектор.

Измерение давления воздуха в ТБК производится преобразователем измерительным абсолютного давления Сапфир – 22 ДА модель 2030 с пределом допускаемой основной погрешности $\pm 0,25\%$. Измерение перепада давления воздуха между кольцевым каналом и жаровой трубой производится преобразователем измерительным разности давлений Сапфир – 22 ДД модель 2430 с пределом допускаемой основной погрешности $\pm 0,25\%$.



Рис. 1. Фото экспериментальной установки для исследования ФВ

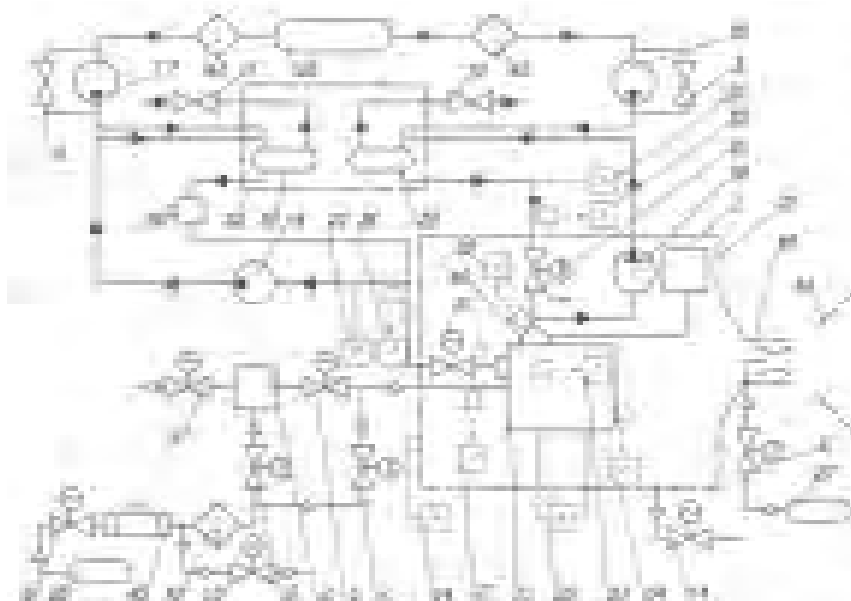


Рис. 2. Схема установки для исследования ФВ

Измерение давлений рабочего и пускового топлива производится преобразователем измерительным избыточного давления Сапфир – 22 ДИ модель 2160 с пределом допускаемой основной погрешности $\pm 0,25\%$ [9].

Измерение температур факела воспламенителя и продуктов сгорания на выходе из КС (отсека) производится термопарами группы хромель – алюминий (К) с пределом допустимых отклонений т.э.д.с. (термоэлектродвижущая сила) от НСХ (номинальная статическая характеристика) $\pm 2,5 (\pm 0,0075t)^\circ\text{C}$ (t – измеряемая температура) для диапазона измеряемых температур $-40 \div 333 (333 \div 1200)^\circ\text{C}$. Измерение температур пускового и рабочего топлива, корпуса воспламенителя, воздуха на входе в воспламенитель производится термопарами группы хромель – копель (L) с пределом допустимых отклонений ТЭДС от НСХ $\pm 2,5 (\pm 0,0075t)^\circ\text{C}$ для диапазона измеряемых температур $-40 \div 300 (300 \div 800)^\circ\text{C}$. Обработка сигналов термопар производится температурным модулем 227К с пределом приведенной основной погрешности $\pm 0,08\%$ и пределом приведенной дополнительной погрешности $0,05\%$ (дополнительная погрешность вызывается изменением температуры в рабочих условиях) [10].

Расход рабочего топлива измеряется прибором ТДР (турбинный датчик расхода) с пределом основной приведенной погрешности измерения $1,0\%$ [11].

При проведении испытаний производится обработка измеряемых параметров и автоматический расчет значений:

- имитируемой высоты;
- расхода рабочего и пускового топлива;
- коэффициента избытка воздуха;
- приведенной скорости воздуха в отверстиях жаровой трубы КС (отсека);
- расхода воздуха через отсек;
- приведенной плотности потока массы;
- расхода воздуха через воспламенитель.

Для проведения испытаний воспламенитель монтируется на приспособление рис. 3, 4 для имитации течения воздуха в кольцевом канале КС. В качестве приспособления также может использоваться четырехгорелочный отсек рис.5 и непосредственно полноразмерная КС рис. 6 (которую удовлетворяют геометрические размеры ТБК). При использовании отсека и полноразмерной КС реализуется возможность исследовать не только пусковые характеристики ФВ, но и производить оценку влияния поджигающей способности факела воспламенителя применительно к рабочему топливу.

Основным критерием работоспособности ФВ является температура продуктов сгорания на выходе из его сопла [7]. Исходя из количественных значений показаний температуры производится заключение о запуске (не запуске), определяется эффективность работы ФВ, т.к. для воспламените-

ля является важной характеристикой такой показатель как тепловая мощность на единицу массы [2]. Замер температуры продуктов сгорания осуществляется двумя одноточечными спаями ХА которые подключаются к вычислительному комплексу (ВК). Как видно из рис. 3, на котором представлено размещение термопар, один спай расположен на срезе сопла воспламенителя, а другой на некотором удалении от среза. С помощью такого расположения довольно легко определяется режим работы воспламенителя с отрывом факела от сопла.

При испытании воспламенителя на отсеке либо полноразмерной КС препарируются помимо воспламенителя их выходные сечения в радиальном и осевом направлениях термопарами группы ХА либо Пр/30/6 и подключаются к ВК.

Для удобства проведения эксперимента, повышения качества, точности и достоверности результатов испытаний установка оборудована системой мониторинга и автоматической регистрации параметров испытания. Данная система обеспечивает согласование всех датчиков установки с вычислительным комплексом MIC-400D. ВК обеспечивает дискретность опроса и записи информации кана-

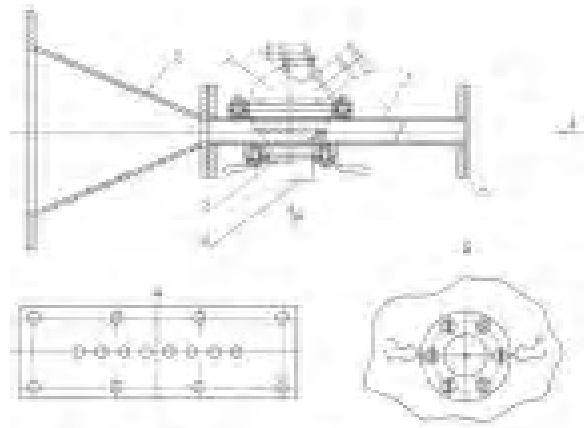


Рис. 3. Схема приспособления для имитации течения воздуха в кольцевом канале камеры сгорания



Рис. 4. Фото приспособления для имитации течения воздуха в кольцевом канале камеры сгорания



Рис. 5. Фото четырехгорелочного отсека камеры сгорания



Рис. 6. Фото полноразмерной камеры сгорания, испытываемой в термобарокамере

лов с частотой до 5 Гц. Это позволяет эффективно фиксировать в память ВК динамику протекания процессов, получать результаты испытания непосредственно в электронном виде.

При проведении исследований и доводке ФВ важную роль играет информация полученная путем визуального наблюдения. В стенках ТБК установлены кварцевые смотровые стекла. В зависимости от места расположения объекта испытания в ТБК выбирают ближайшее к нему смотровое окно и устанавливают напротив него дистанционно управляемую видеокамеру рис. 1. Сигнал с изображением от видеокамеры поступает на телевизор и персональный компьютер (ПК). Это позволяет наблюдать за работой воспламенителя, отсека (полноразмерной КС) на безопасно удаленном расстоянии непосредственно в момент испытания. ПК необходим для оцифровки видеоизображения в реальном масштабе времени. Это позволяет осуществить быстрое повторное воспроизведение записи работы воспламенителя, сохранить видеоматериалы в электронном виде.

С целью предупреждения возникновения аварийной ситуации установка оборудована системой блокировки и защиты. Данная система обеспечивает автоматическое прекращение подачи пускового и рабочего топлива при возникновении пожароопасной ситуации в ТБК.

При проведении испытаний ФВ работа осуществляется следующим образом.

Регулируя температуру в ТКЦИ-02-80 (32) и периодически включая насосы прокачки (18, 19) устанавливается требуемое значение температуры топлива. При помощи регулировочных вентилей (5, 6, 7, 12) устанавливается необходимая температура и скорость воздуха в КС (отсеке, приспособлении). С помощью вентилей регулировочных (3, 4) устанавливаются требуемые значения давлений пускового и рабочего топлива соответственно. Регулируя вентиль (9) достигается необходимая высота испытания. Корректируется значение скорости воздуха и давлений топлива, проверяется готовность ВК и ПК. Подается команда на запуск, после чего в автоматическом режиме производится выполнение следующей циклограммы:

- запись информации от всех датчиков установки в память ВК;
- запись видеоизображения процесса работы воспламенителя в память ПК;
- включение свечи зажигания (подача напряжения на агрегат зажигания (1));
- включение подачи пускового топлива (отсечный клапан (20));
- включение подачи рабочего топлива (отсечный клапан (21));
- выключение свечи зажигания;
- выключение подачи пускового топлива;
- выключение подачи рабочего топлива;
- выключение записи информации от датчиков в память ВК;
- выключение записи видеоизображения процесса работы воспламенителя в память ВК;
- подается команда останова.

При необходимости производится повторный просмотр значений параметров от датчиков и видеоизображения процесса работы ФВ. Производится изменение либо корректировка скорости, температур, давлений, после чего осуществляется очередная циклограмма запуска.

При проведении испытаний ФВ на приспособлении, имитирующем кольцевой канал КС, не используется рабочее топливо.

Рабочее топливо подается только при условии запуска воспламенителя. После запуска (не запуска) КС (отсека) через 3...5 с производится отключение подачи рабочего топлива.

При проведении запусков дополнительно фиксируются: запуск (не запуск) ФВ; характер и размеры полученного воспламенителем огневого факела; запуск (не запуск) КС (отсека); характер горения в отсеке. Для наблюдения за процессом розжига рабочего топлива факелом воспламенителя в одну из стенок отсека устанавливается кварцевое стекло.

Важное место в проведении исследований ФВ занимают так называемые запуски на «проход».

При проведении этих запусков с момента включения свечи зажигания производят плавное изменение одного из имитируемых параметров (скорость, давление, и пр.). Такие исследования позволяют наиболее полно отследить реальную картину запуска в эксплуатационных условиях.

Основные технические характеристики установки.

Имитируемая высотность H – до 11000 м, температура воздуха на входе в объект испытания – 223.....873 °K, температура топлива на входе в объект испытания – 223.....323 °K, давление пускового и рабочего топлива на входе в форсунку – до 5,5 МПа, внутренний диаметр ТБК – 0,7 м, объем ТБК – 0,4 м³.

Выводы из данного исследования и перспективы дальнейших поисков в данном направлении

Приведенная установка позволяет производить полноценные исследования факельных воспламенителей на высоком техническом уровне постановки и проведения эксперимента.

Высотные исследования на данной установке требуют значительных материальных затрат. С целью снижения стоимости эксперимента ведется работа над созданием установки для автономных исследований ФВ. В ходе планируемых мероприятий предполагается уменьшить рабочий объем термобарокамеры, т.е. снизить затраты за счет уменьшения расхода воздуха поступающего на эжектор.

Список литературы

1. Схемы современных камер сгорания авиационных двигателей. – М.: ЦИАМ, 2002. – 47с. (Аналитический обзор № 401).
2. Кравченко И.Ф. Концепция решения проблемы запуска камеры сгорания при создании и доводке ГТД с низким выбросом вредных веществ // Авиационно-космическая техника и технология. – 2005. – № 7. – С. 40-51.
3. М.А. Алабин, Б.М. Кац, Ю.А. Литвинов. Запуск авиационных газотурбинных двигателей. – М.: Машиностроение, 1968. – 226 с.
4. Лефевр А. Процессы в камерах сгорания ГТД. – М.: Мир, 1986. – 566 с.
5. Высочин В.А. Исследование характеристик ра-

бочего процесса и анализ возможности форсирования пусковых воспламенителей авиационных газотурбинных двигателей // Вестник двигателестроения. – 2004. – № 1. – С. 116-120.

6. И.Ф. Кравченко, В.Е. Костюк, Ю.В. Педаш Численное исследование гидродинамического и теплового взаимодействия факела пускового воспламенителя с воздушным потоком внутри жаровой трубы // Вестник двигателестроения. – 2005. – № 2. – С. 37-43.
7. Ю.И. Торба Исследование характеристик факельного воспламенителя ВРД // Проблемы высокотемпературной техники. – 2004. – С. 123-127.
8. Н.Ф. Дубовкин, А.П. Горшенин Особенности рабочего процесса пусковых воспламенителей камер сгорания ГТД // Авиационная техника. – 1971. – № 2. – С. 17-23.
9. Преобразователь измерительный САПФИР-22. Техническое описание и инструкция по эксплуатации 08919030 ТО. – 1986.
10. ДСТУ 2837-94 (ГОСТ 3044-94) Преобразователи термоэлектрические. Номинальные статические характеристики преобразования.
11. Датчик расхода ТДР. Техническое описание и инструкция по эксплуатации 4Е2.833.844 ТО.

Поступила в редакцию 21.07.2006 г.

Розглянуто конструкцію, принцип роботи, методику постановки й проведення робіт на експериментальній установці для всебічних досліджень факельних запальників з живленням повітрям із кільцевого каналу камери згорання. Зроблено відображення технічних можливостей установки. Розглянуто перспективи подальших удосконалювань й доведення.

The design, principle of operation, methodology of statement and execution of works on the experimental installation in order to perform a comprehensive research of a flame igniter with an air fed from the combustion chamber channel are under consideration. The technical capabilities of the installation are described. The prospects for further improvement and development are represented.

УДК 621.45:62-253.5

О. Н. Бабенко, Е. Я. Корневский, Д. В. Павленко

ВЛИЯНИЕ ДЛИТЕЛЬНОЙ НАРАБОТКИ НА СОПРОТИВЛЕНИЕ УСТАЛОСТИ И ДЕМПФИРУЮЩИЕ СВОЙСТВА ЛОПАТОК КОМПРЕССОРА ВРД И ВОССТАНОВЛЕНИЕ ИХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИМИ МЕТОДАМИ

Приведены результаты испытания лопаток компрессора с различной наработкой в эксплуатации на усталость. Установлены закономерности изменения логарифмического декремента колебаний лопаток и предела выносливости в зависимости от времени наработки, уровня переменных напряжений и способа их восстановления технологическими методами.

Вопрос влияния длительной наработки деталей авиационной техники на их остаточный ресурс в настоящее время является особенно актуальным в связи со значительным повышением ее стоимости. Лопатки компрессора являются весьма нагруженными деталями авиационных двигателей, определяющими ресурс их работы. В связи с этим исследования, направленные на установление закономерностей изменения их прочностных характеристик в зависимости от условий работы и величины наработки в эксплуатации, а также выбор рационального способа восстановления являются актуальными.

С ростом наработки двигателей при различных условиях эксплуатации, влияющих на состояние воздушного потока, происходит изменение геометрических параметров и качества поверхности пера рабочих лопаток компрессора. Это существенно влияет на их виброчастотные характеристики, выносливость и демпфирующие свойства, а, соответственно, и на запас прочности. В меньшей мере такое влияние проявляется на двигателях, эксплуатирующихся на самолетах, в большей мере на двигателях вертолетов.

Для оценки влияния длительной эксплуатации на геометрические параметры, качество поверхности пера, выносливость и демпфирующие свойства лопаток, исследовали рабочие лопатки первой ступени компрессора двигателя АИ-20М из стали 14Х17Н2-Ш после наработки в эксплуатации в течение 5860, 5998 и 10232 часов. С целью определения целесообразности и возможности восстановления качества поверхности и прочностных характеристик пера при очередных ремонтах двигателей, часть лопаток, из числа отобранных, подвергали обработке пера ручным полированием, виброполированием, виброгалтовкой и на ультразвуковой установке стальными шариками $\varnothing 1,6$ мм.

В процессе исследования определяли степень и характер износа пера после наработки и повторной обработки технологическими методами, шеро-

ховатость, микротвердость под поверхностью, глубину и степень наклепа, пределы выносливости и логарифмический декремент колебаний. Для сравнительной оценки полученных данных исследовали серийные лопатки без наработки с окончательной обработкой пера виброполированием.

Из анализа профилограмм, полученных на профилографе-профилометре завода "Калибр" было установлено, что наиболее заметное изменение шероховатости происходит на поверхности корыта, где высота микронеровностей за время наработки лопаток увеличилась от $Ra\ 0,55$ мкм до $Ra\ 0,6 \dots 0,65$ мкм (табл. 1) при наличии эрозии и мелких точечных механических повреждений на входной кромке.

При проверке лопаток после наработки на приборе ПОМКП-4 установлен весьма незначительный износ пера у входных кромок в пределах допускаемых отклонений размеров в расчетных сечениях.

Таблица 1 – Шероховатость пера лопаток после наработки и последующего восстановления поверхности технологическими методами

После ручного полирования, виброполирования и обработки стальными шариками на ультразвуковой установке шероховатость на пере находилась в диапазоне Ra 0,45.....0,55 мкм. В последнем случае заметно улучшается микропрофиль поверхности по сравнению с ручным полированием – увеличивается радиус кривизны дна впадин между выступами, что снижает их неблагоприятное влияние на выносливость как резких концентраторов напряжений. После ручного полирования на поверхности пера остаются следы абразива направленной ориентации глубиной 0,45.....0,55 мкм.

При виброгалтовке, благодаря совместному воздействию наклепа и полировального эффекта, поверхность получается наиболее благоприятной из всех рассмотренных методов обработки: микропрофиль имеет плавные очертания, в 5.....6 раз увеличивается приведенный радиус кривизны дна впадин по сравнению с ручным полированием.

Все рассмотренные способы обработки устраняют мелкие точечные механические повреждения глубиной до 20 мкм. Более крупные повреждения сглаживаются, приобретая плавные очертания. Контроль исследуемых лопаток на приборе ПОМКЛ-4 после их восстановления технологическими методами не показал дальнейшего прослабления размеров в расчетных сечениях.

Параметры наклепа поверхностного слоя определяли методом замера микротвердости у поверхности на приборе ПМТ-3, при последовательном удалении тонких слоев металла (5.....10 мкм) электролитическим полированием. Степень наклепа определяли как процентное отношение микротвердости поверхности к микротвердости сердцевины. Результаты измерений приведены в табл. 2.

Как видно из таблицы 2, на лопатках с наработкой 5860 и 5996 часов глубина наклепа находилась в пределах 30.....40 мкм; степень наклепа – в пределах 121.....124 %. Такие же параметры поверхностного слоя имели исходные лопатки – без наработки.

На лопатках с более длительной наработкой – 10232 часа, отмечалось заметное снижение микротвердости у поверхности. На пере всех лопаток

с наработкой имел место тонкий, поврежденный эрозией, слой до 3 мкм, который можно обнаружить измерением микротвердости при нагрузках на инденторе 20 и 50 г, обеспечивающих погружение алмазной пирамиды на глубину 1,5.....2,0 мкм.

После обработки пера лопаток с наработкой 5860 часов как ручным полированием, так и виброполированием, происходило восстановление параметров наклепа на пере при сравнении их с лопатками без наработки.

В результате виброгалтовки лопаток после наработки 5996 и 10232 часов глубина наклепа увеличилась до 70.....80 мкм. Степень наклепа оказалась относительно невысокой и составляла 118.....124 % вследствие присущего виброгалтовке полировального эффекта.

При обработке этих лопаток стальными шариками на ультразвуковой установке глубина наклепа достигала 80.....110 мкм, степень наклепа 125.....126,5 %. При этом пластическая деформация с высокой степенью наклепа распространялась на значительно большую глубину, чем при виброгалтовке.

Очевидно, что оба метода – виброгалтовка и обработка на ультразвуковой установке, обеспечивают не только восстановление качества поверхности пера лопаток компрессора после длительной наработки, но и обладают упрочняющим эффектом, способствующим повышению их надежности.

При исследовании напряженного состояния материала лопаток после наработки 5860 часов с помощью прибора ПИОН-2 в поверхностном слое пера со стороны спинки были зафиксированы осевые остаточные напряжения сжатия. Их максимальная величина 250 МПа находилась на глубине 10 мкм от поверхности, а общая глубина залегания не превышала 35.....40 мкм, т.е. они незначительно отличались от остаточных напряжений характерных для исходных лопаток без наработки. Уровень остаточных напряжений за время наработки снизился до 100.....120 МПа, глубина залегания уменьшилась на 10.....12 мкм, что свидетельствует о их частичной релаксации под влиянием вибраций, а также появления и развития эрозионных про-

Таблица 2 – Результаты измерения параметров наклепа исследуемых лопаток

--	--

ЦЕССОВ.

На лопатках с наработкой 10232 часа уровень остаточных напряжений сжатия в поверхностном слое не превышал 100 МПа при общей глубине залегания 30 мкм, что подтверждает продолжение процесса их релаксации по мере увеличения времени наработки. При восстановлении качества поверхности пера ручным полированием на лопатках с наработкой 5860 часов, характер распределения поверхностном слое пера сжимающих остаточных напряжений практически не отличался от характера напряженного состояния лопаток без наработки.

После виброполирования лопаток имевших наработку 5860 часов глубина напряженного слоя достигала 65 мкм, т.е. заметно увеличилась. Максимальная величина остаточных напряжений вблизи поверхности оставалась прежней – 200.....220 МПа. После виброгалтовки лопаток, как с наработкой 5996 часов, так и с наработкой 10232 часов, напряженное состояние материала в поверхностном слое пера со стороны спинки оказалось практически одинаковым. Уровень сжимающих остаточных напряжений у поверхности достигал 150.....200 МПа, при общей глубине залегания 80.....120 мкм.

При обработке лопаток с такой же наработкой стальными шариками на ультразвуковой установке с увеличением глубины пластически деформированного слоя увеличилась и глубина залегания остаточных напряжений сжатия до 160.....180 мкм с максимальным значением их 200.....300 МПа у поверхности и плавном уменьшении к сердцевине.

Совместный анализ результатов исследования шероховатости, наклепа и напряженного состояния поверхностного слоя пера лопаток после длительной наработки дает основание полагать, что при виброгалтовке и обработке пера на ультразвуковой установке стальными шариками получается довольно благоприятный поверхностный слой, способствующий повышению прочностных характеристик материала при наличии переменных нагрузок.

Испытания лопаток на усталость проводили на электромагнитном вибраторе (рис. 1), подвешенном на четырех струнах диаметром 2 мм и длиной 2 м, позволяющем производить запись виброграмм свободных колебаний, необходимых для опреде-

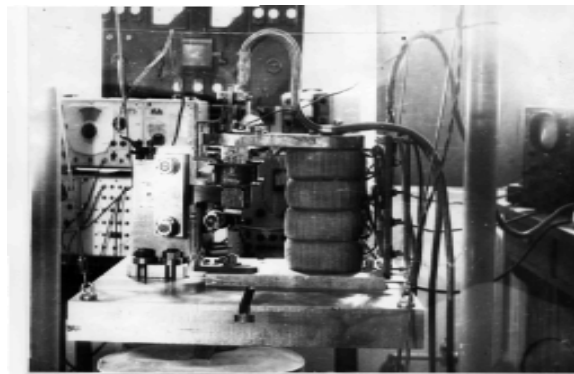


Рис. 1. Общий вид вибростенда для испытаний на усталость

ления логарифмического декремента с минимальным рассеянием энергии в окружающую среду.

В результате испытаний на усталость были определены пределы выносливости лопаток при резонансных колебаниях основного тона – 330.....360 Гц на базе 10^7 циклов. Заданный уровень напряжений устанавливали по тензодатчику, наклеенному в узле колебаний со стороны спинки – в месте максимальных напряжений и поддерживали по размаху пера.

Как видно из табл. 3, за время наработки в эксплуатации 5860 часов предел выносливости лопаток снизился по сравнению с лопатками без наработки на 12,5 % – с 400 до 350 МПа. Такое же уменьшение предела выносливости наблюдалось для лопаток с наработкой 5996 часов. После наработки 10232 часа предел выносливости составлял 310 МПа, т.е. уменьшился на 22,5 % по сравнению с лопатками без наработки.

По-видимому, нельзя считать причиной снижения предела выносливости лопаток компрессора только продолжительность наработки, поскольку на этот процесс оказывают большое влияние условия эксплуатации двигателей, существенно влияющие на качество поверхности пера, особенно на образование и интенсивность развития эрозии материала и коррозии под напряжением.

После восстановления качества поверхности пера рабочих лопаток компрессора с наработкой 5860 часов ручным полированием и виброполированием, предел выносливости повысился с 350 до

Таблица 3 – Результаты испытаний лопаток на усталость

400 МПа, т.е. до уровня исходных лопаток без наработки. Его повышение на 12,5% произошло в основном за счет удаления поврежденного эрозией поверхностного слоя и восстановления шероховатости поверхности до уровня, оговоренного техническими требованиями.

Предел выносливости лопаток с наработкой 5996 часов как после виброгалтовки пера, так и после обработки стальными шариками на ультразвуковой установке, увеличился с 350 МПа до 430 МПа, т.е. на 22,8 %, что на 7,5 % выше, чем для лопаток без наработки. При тех же способах восстановления лопаток с наработкой 10232 часа предел выносливости увеличился с 310 МПа до 430 МПа, т.е. на 28,7 % благодаря получению благоприятного, с точки зрения выносливости, сочетания параметров поверхностного слоя.

Совместный анализ данных, полученных при исследовании качества поверхности и результатов испытаний на усталость дает основание полагать, что высокая эффективность рассматриваемых способов восстановления лопаток компрессора виброгалтовкой и наклепом стальными шариками на ультразвуковой установке заключается как в удалении поврежденного поверхностного слоя, так и в образовании более благоприятного, по сравнению с ручным полированием и даже виброполированием, профиля микронеровностей со значительно большим радиусом дна впадин, а также в получении упрочненного слоя глубиной до 80.....120 мкм с остаточными напряжениями сжатия 250.....300 МПа и общей глубиной залегания 120.....160 мкм. При этом наличие наклепа и благоприятных остаточных напряжений способствует повышению выносливости лопаток, в том числе и нейтрализации микротрещин – закрытых концентраторов напряжений, образовавшихся на пере в процессе эксплуатации под действием эрозии и вибрационных нагрузок.

Повышение выносливости после виброгалтовки происходит в основном за счет удаления поврежденного слоя, наклепа и получения благоприятного микрорельефа. При упрочнении стальными шариками доминирующим фактором является наклеп и образование остаточных напряжений сжатия, распространяющихся на значительную глубину.

Первоначальные очаги усталостных разрушений у большинства лопаток после наработки располагались на входных кромках в наибольшей мере подвергающихся эрозии материала, мелким механическими повреждениям и абразивному износу. При этом наблюдалось значительное рассеяние мест изломов по длине пера.

После восстановления все лопатки, независимо от способа обработки, разрушались с поверхности спинки в области узла колебаний основного тона. При этом имело место весьма незначитель-

ное рассеяние мест изломов по длине пера, что свидетельствует о стабильности качества поверхностного слоя пера лопаток после восстановления.

Оценку демпфирующих свойств исследуемых лопаток выполняли по логарифмическому декременту, полученному из виброграмм свободных колебаний по формуле:

$$\delta = \frac{a_k - a_{k+z}}{a_k} \cdot 100\%,$$

где δ – величина декремента колебаний (в процентах) при среднем переменном напряжении в материале пера под тензодатчиком на участке амплитуд $a_k - a_{k+z}$,

a_k и a_{k+z} – начальная и конечная амплитуды напряжений на рассматриваемом участке виброграммы (рис. 2, 3).

z – число циклов на рассматриваемом участке виброграммы с начальной амплитудой a_k и конечной a_{k+z} .

Запись виброграмм свободных колебаний выполняли перед испытанием каждой лопатки на выносливость шлейфным осциллографом тензоизмерительного устройства (рис. 3). При этом, величину первоначального напряжения устанавливали по тензодатчику и принимали для всех лопаток одинаковым, равным пределу выносливости лопаток после изготовления (без наработки) – 400 МПа.

Переход от вынужденных колебаний к свободным производили путем срыва возбуждения – прекращения подачи сигнала от усилителя к катушкам переменного магнита. Шлейфный осциллограф включали с опережением 0,1 с до момента срыва возбуждения.

Виброграммы обрабатывали по методике института Проблем прочности НАН Украины. В связи с рассеянием данных измерений для каждой партии лопаток определяли среднее значение логарифмического декремента колебаний на каждом уровне переменных напряжений виброграммы (рис. 2).

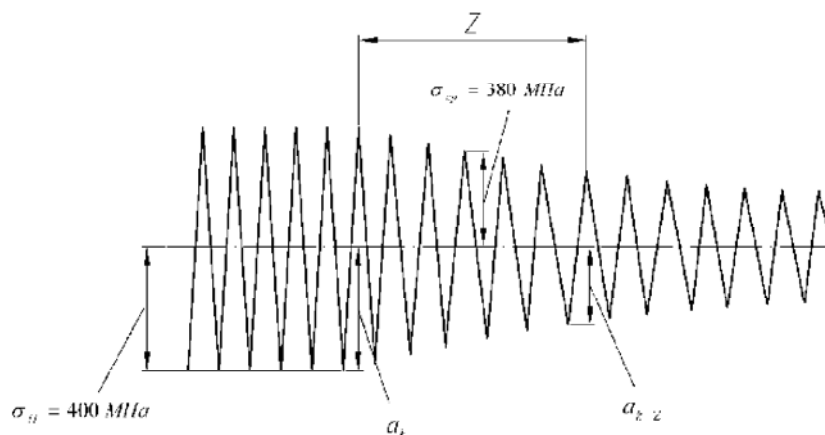


Рис. 2. Параметры виброграммы свободных колебаний для определения логарифмического декремента

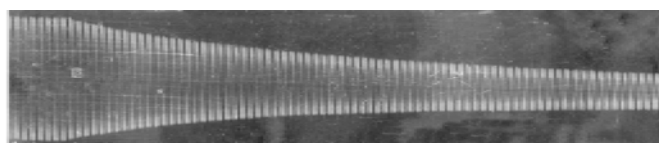


Рис. 3. Виброграмма свободных колебаний исследуемой лопадки

Как видно из графиков, представленных на рис. 4, логарифмический декремент колебаний лопаток до наработки при среднем напряжении под тензодатчиком 380 МПа составлял 1,25%. После наработки в эксплуатации наблюдается его увеличение особенно при напряжениях, превышающих их пределы выносливости. Для лопаток с наработкой 5860 часов – начиная с напряжения 350 МПа, для лопаток с наработкой 10232 часа – начиная с 300.....310 МПа.

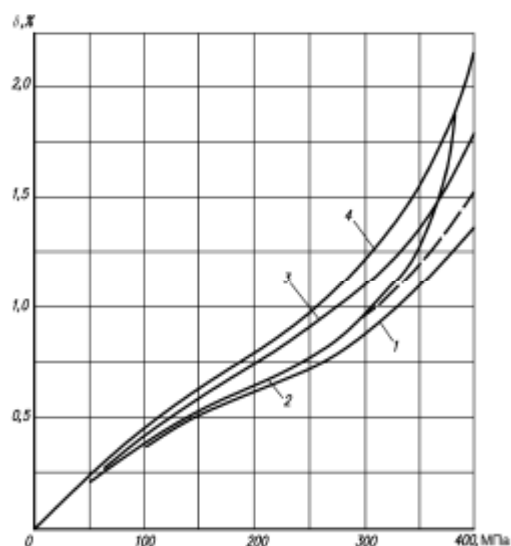


Рис. 4. Зависимость величины логарифмического декремента колебаний исследуемых лопаток от уровня переменных напряжений и метода восстановления качества поверхности пера: 1 – лопатки без наработки; 2 – лопатки с наработкой 10232 часа; 3 – после наработки и восстановления их виброгалтовкой; 4 – после наработки и восстановления шариками на УЗУ

Для лопаток, имевших наработку в эксплуатации 5860 часов, при сравниваемом среднем напряжении 380 МПа величина декремента достигала 1,75 %, для лопаток с наработкой 10232 часа – 1,80 %. Наблюдаемый характер изменения логарифмического декремента у лопаток после длительной эксплуатации свидетельствует о накоплении микрповреждений в поверхностном слое пера, способствующих рассеянию энергии в материале за счет увеличения сил внутреннего трения.

После восстановления качества поверхности пера лопаток с наработкой, характер изменения логарифмического декремента колебаний с увеличением напряженного состояния материала практически не отличается от полученного при исследовании новых лопаток – без наработки (рис. 5), что можно объяснить удалением поврежденного поверхностного слоя. Однако, его значение заметно увеличивается при всех уровнях напряжений с увеличением глубины наклепа, что хорошо видно при сравнении лопаток, восстановленных ручным полированием, виброполированием, виброгалтовкой и на ультразвуковой установке.

Причиной этому является изменение ориентации и уменьшение размеров зерен в пластически деформированном слое, а также увеличение уровня напряженных полей вокруг дислокаций, на преодоление которых затрачивается значительно большее количество энергии.

Во всех случаях с ростом напряженного состояния материала лопаток логарифмический декремент колебаний увеличивается и достигает наибольшего значения при максимальном уровне напряжений.

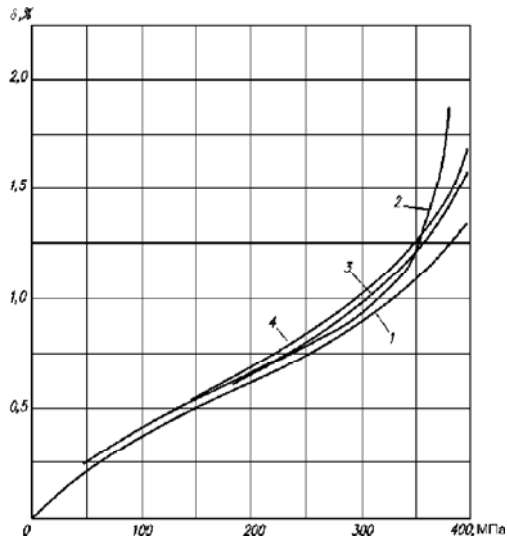


Рис. 5. Зависимость логарифмического декремента колебаний исследуемых лопаток от уровня переменных напряжений и метода восстановления качества поверхности пера: 1 – лопатки без наработки; 2 – лопатки с наработкой 5860 часов; 3 – после наработки и восстановления их ручным полированием; 4 – после восстановления виброполированием

Проведенные исследования подтверждают значительное снижение выносливости рабочих лопаток компрессора двигателей с большим ресурсом при длительной эксплуатации вследствие снижения качества поверхности пера – релаксации благоприятных сжимающих остаточных напряжений, эрозии материала и микровреждений. При этом можно считать целесообразным его восстановление на лопатках без серьезных механических повреждений при очередных ремонтах двигателей виброгалтовкой и обработкой стальными шарика-

ми на ультразвуковых установках, хорошо освоенными в серийном производстве авиационных двигателей технологическими методами.

Высокая чувствительность логарифмического декремента колебаний к накоплению повреждений в материале и изменению параметров поверхностного слоя не исключает возможности использования его в качестве критерия оценки несущей способности материала лопаток – как способа неразрушающего контроля.

Список литературы

1. Трощенко В.Т. и др. Сопротивление материалов деформированию и разрушению. Справочное пособие. Ч.2. – К.: Наукова думка, 1993. – 701 с.
2. Бугай В.И., Трощенко В.Т. Некоторые закономерности рассеяния энергии в металлах в упругопластической области // Труды XX конференции "Рассеяние энергии при механических колебаниях". – К.: Наукова думка, 1982. – С. 164-165.
3. Матвеев В.В., Яковлев А.П., Береговенко А.Ю. Экспериментальные методики определения характеристик демпфирующей способности конструкционных материалов // Вибрации в технике и технологиях. – 1999. – №1. – С. 7-14.
4. Трощенко В.Т., Хамаза Л.А., Цыбанев Г.В. Методы ускоренного определения пределов выносливости металлов на основе деформационных и энергетических критериев. – К.: Наукова думка, 1979. – 175 с.

Поступила в редакцию 10.07.2006 г.

Приведено результати випробувань лопаток компресора з різним напрацюванням у експлуатації на втому. Встановлено закономірності зміни логарифмічного декременту коливань лопаток та меж витривалості в залежності від часу напрацювання, рівня перемінних напружень та засобу їх відновлення технологічними методами.

The results of testing compressor blades for fatigue with accrued operating time are shown. Regularities in changing the logarithmic decrement of blades oscillations and durability limit with respect to operating time, alternating stresses and methods of their restoration with technological processes have been determined.

УДК 621.452.3

С. А. Петров, Г. В. Карась, С. В. Мозговой, А. Я. Качан

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТРАЕКТОРИИ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА ДЛЯ ПЯТИКООРДИНАТНОЙ ВЫСОКОСКОРОСТНОЙ ОБРАБОТКИ НЕСУЩИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ЛОПАТОК И МОНОКОЛЁС АВИАЦИОННЫХ ГТД НА СТАНКАХ С ЧПУ

Рассмотрен процесс подготовки траектории режущего инструмента для пятикоординатной обработки лопаточной части моноколёс и одиночных лопаток. Описаны особенности применения САПР для работы с математическими моделями лопаток и генерации траектории режущего инструмента.

Постановка проблемы и ее связь с практическими задачами

Осевые и центробежные моноколёса – наиболее сложные в производстве детали современных ГТД. Постоянно возрастающие требования к точности профиля лопаток и к шероховатости несущих поверхностей газового тракта ставят перед специалистами сложные технические задачи. Кроме того, стремление улучшить характеристики лопаточных колёс приводит к постоянному усложнению геометрии лопаток: меняется закрутка, уменьшается толщина, меняется количество и конфигурация различных лопаток-разделителей потока на импеллерах, (рис. 1, рис. 2), что приводит к ещё более сложным техническим задачам при подготовке производства. В этих условиях конечный результат напрямую зависит от принятых математических моделей и разработанных управляющих программ на основе этих моделей. В данной статье рассмотрен процесс перехода от конструкторских исходных данных, описывающих геометрию лопаточной части моноколёс или одиночных лопаток, к пятикоординатным управляющим программам для фрезерования несущих поверхностей газодинамического тракта моноколёс.



Рис. 1. Осевое моноколесо на столе станка



Рис. 2. Центробежное моноколесо

Обзор публикаций и анализ нерешенных проблем

Особенности технологии обработки сложнопрофильных поверхностей осевых моноколёс рассмотрены в работах [1, 2, 3], однако в указанных работах вопросы подготовки пятикоординатной траектории и методы управления вектором фрезы при формообразовании моноколёс не рассматривались.

Цель работы – проанализировать как проблемы, возникающие при подготовке производства моноколёс и одиночных лопаток, так и различные варианты пятикоординатной обработки лопаток моноколёс и одиночных лопаток и некоторые технологические особенности обработки данных деталей.

Содержание и результаты исследования

Процесс подготовки управляющих программ для обработки поверхностей моноколёса или одиночной лопатки всегда начинают с анализа технологической операционной карты на разрабатываемую операцию, а также рабочего чертежа или математической модели, полученных от конструкторских служб. Как правило, поверхность лопатки задаётся набором сплайнов, построенных по массиву точек. Поскольку при фрезеровании необходимо получить поверхность лопатки без последующей доработки (шероховатость $Ra = 0,4$ мкм), то принятая математическая модель обрабатываемых

поверхностей лопатки имеет решающее значение.

В этих условиях следует обеспечить гладкость исходных сплайнов и правильную их стыковку в одном сечении, если оно включает несколько частей (например, сплайн спинки, корыта и скругления входной и выходной кромок). Проиллюстрируем это на следующем примере.

В таблице 1 представлена часть исходных данных для построения одного из сечений лопатки.

Таблица 1 – Исходные данные для построения одного из сечений лопатки

$Z = 250 \text{ мм}$

X_k	Y_k	X_c	Y_c
-23.897	-30.887	-24.174	-30.517
-23.068	-29.799	-23.666	-29.381
-22.099	-28.497	-22.903	-28.011
-21.129	-27.296	-21.931	-26.686
-20.153	-25.92	-21.051	-25.287
-19.173	-24.638	-20.162	-23.932
-18.187	-23.36	-19.264	-22.584
-17.197	-22.087	-18.358	-21.24
-16.201	-20.818	-17.443	-19.903
-15.203	-19.553	-16.519	-18.572
$X_{\text{ц}} = -24.116$	$Y_{\text{ц}} = -30.692$	$R = 0.3 \text{ мм}$	

Координата Z всех узловых точек сечения равна 250 мм. X_k, Y_k – координаты корыта, X_c, Y_c – координаты спинки, $X_{\text{ц}}, Y_{\text{ц}}$ – координаты центра скругления, R – радиус скругления. На рис. 3 показаны эпюры кривизны сплайнов, если они построены точно через узловые точки.

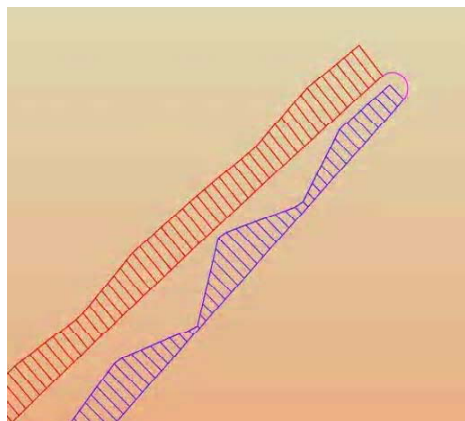


Рис. 3. Эпюры кривизны сплайнов, построенных по исходным данным

Как видно из рис. 3, гладкость сплайнов не наблюдается. Это связано с тем, что чертёжные координаты имеют конечную точность (до третьего знака после запятой). В данном случае, необходимо произвести сглаживание сплайна с заданной точностью средствами системы, используемой для моделирования, так, чтобы при прохождении через узловые точки сплайн удовлетворял конструкторскому заданию и был максимально гладким. Результат сглаживания показан на рис. 4.

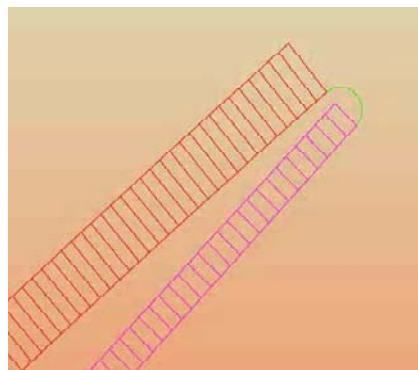


Рис. 4. Эпюры кривизны сглаженных сплайнов

Затем необходимо выполнить гладкую стыковку между сплайнами спинки и корыта и радиусной поверхностью входной кромки (рис. 5).

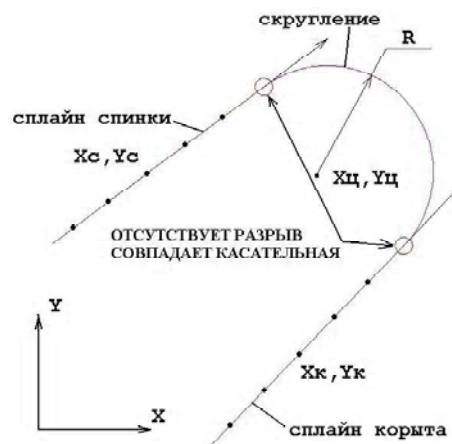


Рис. 5. Сопряжение скругления и сплайнов спинки и корыта

Любая САПР высокого уровня имеет средства редактирования кривых, в том числе и средства стыковки двух кривых так, чтобы совпадали их концы и векторы касательных на концах кривых. При этом геометрия отредактированной кромки должна совпадать с исходной кромкой с заданной точностью. После получения набора гладких сечений строят непосредственно поверхность лопатки. После построения поверхность следует проанализировать на отсутствие самопересечений, смятий (рис.

6) и т.д. Если результат неудовлетворителен, то, возможно, стоит изменить метод выравнивания, например, добавить точки выравнивания возле входной и выходной кромок. В результате построения, получают гладкую и точную математическую модель поверхности лопатки.



Рис. 6. Дефект поверхности в результате неправильного выравнивания

Безусловно, существуют и другие методы задания исходных данных для построения поверхности. Но в рамках данного исследования, основная цель которого – рассмотреть проблемы подготовки траектории режущего инструмента, мы ограничимся данным примером.

Рассмотрим способы обработки лопаточной части моноколеса и одиночных лопаток. В качестве базового программного обеспечения для данного исследования используем модуль расширенной пятикоординатной обработки САПР ГеММа-3D. Рассмотрим обработку осевых и центробежных моноколес.

Как правило, лопатки моноколеса фрезеруют за две операции, между которыми производят термообработку. Первая операция – черновая, включает в себя выборку межлопаточного пространства, а также зачистку лопаток и ступицы для обеспечения равномерного припуска перед термообработкой. Вторая операция чистовая – это окончательное фрезерование лопаток и ступицы. Выборку межлопаточного пространства производят послойным снятием небольшого припуска. Это обусловлено не только тем, что применение мощных цилиндрических фрез, как правило, невозможно из-за малого пространства между лопатками, но и тем, что большие усилия резания создают излишние напряжения в металле, что может серьезно повлиять на геометрию лопаток после термообработки и, как следствие, вызвать непопадание лопатки в припуск на чистовых операциях.

Для выборки межлопаточного пространства в САПР ГеММа-3D предусмотрена операция "Петля между кривыми". Зона обработки на поверхности требуемого уровня межлопаточного пространства или поверхности ступицы выделяется с помощью

ограничивающих кривых, построенных внутренними средствами системы (кривые ограничения). Направление обработки определяется направлением ограничивающих кривых. Для небольшого сокращения машинного времени за счёт отсутствия быстрых переходов может быть применено фрезерование зигзагом. Однако практика показала, что фрезерование в одном направлении даёт лучшие результаты по шероховатости обработанной поверхности, поскольку нет постоянной смены встречного и попутного фрезерования. Припуск по ходу может меняться по линейному закону от начального значения до конечного: это необходимо для обработки межлопаточного пространства импеллеров, лопатки которых на входе и на выходе имеют значительную разность по высоте. Для перераспределения припуска в направлении вектора фрезы также может быть задано любое дополнительное количество уровней обработки. Траектория инструмента на дополнительных уровнях определяется сдвигом в направлении вектора фрезы в каждой точке прохода. Количество проходов не ограничено. Кроме того, с помощью специальной строки сортировки, проходы могут выполняться в любом порядке. Необходимость такой сортировки видна при рассмотрении рис. 7.

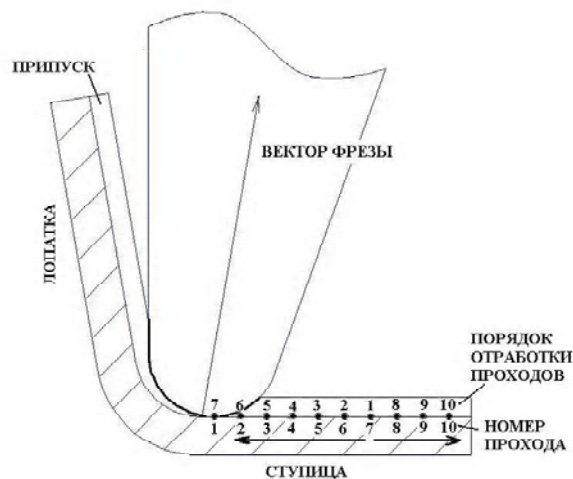


Рис. 7. Схема сортировки проходов для правильного распределения срезаемого припуска

Ширина срезаемой стружки значительно увеличивается при подходе к радиусной поверхности у лопатки. Для исключения вибраций инструмента и, следовательно, повышения шероховатости поверхности, имеет смысл выполнить сначала седьмой проход и постепенно приближаться к лопатке, а затем вернуться к восьмому проходу. Используя строку сортировки можно также выделить из общего массива проходов только часть, например,

для выполнения предварительной прорезки возле скругления лопаток. Ещё одна возможность модификации рассчитанных проходов – это строка обрезки. С помощью этой строки можно ограничить проходы в направлении движения инструмента, причём для каждого дополнительного уровня фрезерования – индивидуально. Все эти возможности позволяют определить необходимую траекторию фрезы, не прибегая к построению дополнительной ограничивающей геометрии, что значительно ускоряет процесс подготовки операции.

В настоящее время модуль расширенной пятикоординатной обработки САПР ГеММа-3D предоставляет следующие методы управления вектором инструмента.

- Массив векторов
- Сплайн
- Точка
- Закон (абсолют)
- "Закон" (поверхность-UV)
- "Закон" (поверхность-кривая).

Для каждого из указанных методов вектор предварительно рассчитывается для каждой, ограничивающей проходы кривой, а векторы промежуточных проходов вычисляются по линейному закону.

Метод "Массив векторов" требует указания контрольных векторов, которыми являются обычные отрезки ГеММа-3D, построенные любыми средствами системы. Рис. 8 иллюстрирует изменение вектора фрезы при таком методе управления.

Если пользователь отказывается от указания контрольных векторов (или любых других контрольных объектов, описанных ниже), то система принимает в расчёт вектор 0,0,1, т.е. на протяжении всего прохода фреза будет направлена по оси Z. В этом случае это будет простая трёхкоординатная обработка.

Метод "Сплайн" (рис. 9) требует указания предварительно построенного контрольного сплайна. Вектор в каждой точке крайних проходов определяется как направление от текущей точки ограни-

чивающей кривой до точки контрольного сплайна с той же параметрической координатой, что и у первой точки. При таком методе возможно также указание управляющих пар точек на ограничивающей кривой и на контрольном сплайне, которые будут влиять на поведение вектора.

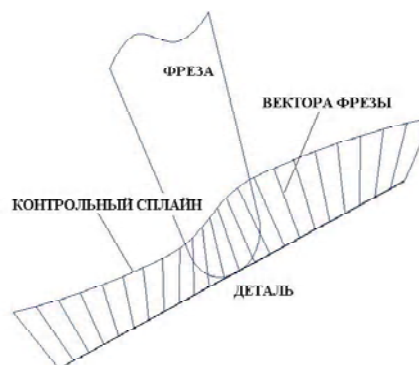


Рис. 9. Схема метода "Сплайн"

Метод "Точка" (рис. 10) требует указания контрольной точки, при этом векторы в каждой точке прохода будут направлены от текущей точки к контрольной.

Следующие три метода определения направления вектора фрезы основаны на управлении двумя углами: углом отклонения фрезы перпендикулярно направлению движения (его принято называть TILT), и углом отклонения фрезы в направлении её движения (LEAD). Перед расчётом операции пользователь должен построить "законы" изменения этих углов для каждой ограничивающей кривой. В данном контексте, "закон" – это сплайн, лежащий в плоскости XY, абсцисса которого определяет положение точки на ограничивающей кривой, а ордината – соответствующий угол отклонения (рис. 11).

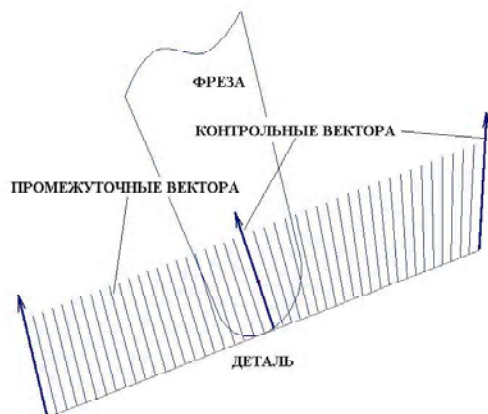


Рис. 8. Схема метода "Массив векторов"

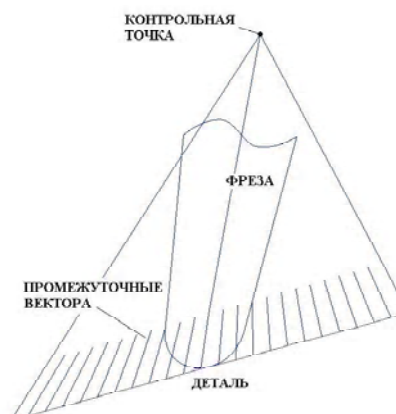


Рис. 10. Схема метода "Точка"



Рис. 11. Схема метода "Закон...". Управляющие сплайны

Три разновидности метода: "Закон (абсолют)", "Закон (поверхность-UV)" и "Закон (поверхность-кривая)", — различаются способом определения начального вектора фрезы и осей поворота для углов LEAD и TILT. Абсолютные оси применяются для расчёта вектора по всей ограничивающей кривой. Метод "Закон (поверхность-UV)", вместо указания абсолютных осей, требует указания контрольной поверхности. Начальный вектор фрезы и оси поворота для углов LEAD и TILT вычисляются в каждой точке ограничивающей кривой, причём, пользователь сам в интерактивном режиме выбирает направление начального вектора фрезы и осей поворота для углов LEAD и TILT. В выборе участвуют нормаль к контрольной поверхности в текущей точке и две касательные к параметрической сетке контрольной поверхности. Метод "Закон (поверхность-кривая)" отличается от предыдущего метода тем, что вместо касательных к параметрической сетке в расчёт принимаются касательная к ограничивающей кривой и перпендикуляр к этой касательной и к нормали. Контрольная поверхность, как правило, — это поверхность самой лопатки или ступицы. Методы управления "Закон..." дают лучшие характеристики по плавности рассчитанной траектории, однако, требуют больших усилий по построению "законов". Целесообразно применение этих методов для расчёта чистовых операций.

Кроме стандартных вышеописанных методов управления вектором существуют операции со специализированными методами. Например, операция "Токарное фрезерование" (деталь вращается как на токарном станке, но обрабатывается фрезой) также определяет вектор с помощью углов LEAD и TILT, но эти углы назначаются перед расчётом операции в диалоговом окне задания исходных параметров. Два угла TILT1 и TILT2 позволяют, например, без подрезов обработать зоны у хвостовика лопатки и у бандажной полки, а угол LEAD отклоняет фрезу в направлении движения, для выбора оптимального угла резания.

Операция "По двум направляющим" позволяет "прокатиться" фрезой по двум кривым, касаясь при этом указанной поверхности. Естественно, вектор фрезы при этом жёстко определяется двумя исходными кривыми. По аналогии с методом управления "Сплайн" на поведение фрезы можно повлиять с помощью пар направляющих точек.

Наряду с выборкой межлопаточного простран-

ства моноколёс актуальной является задача расчёта траектории для обработки профиля лопатки. Одно из требований для такой траектории — это постоянный контакт фрезы и обрабатываемой поверхности. Любой отход от металла и последующее врезание будет неизбежно оставлять следы на металле, требующие дополнительной доработки. Не лучшим выходом будет обработка поверхности лопатки на определённом уровне и переход на следующий, т.к. в месте перехода меняются условия резания и это тоже может повлечь следы на поверхности лопатки. Единственное решение — это плавная спираль от первой, ограничивающей зону обработки кривой, до второй. Для расчёта такой траектории в САПР ГеММа-3D предусмотрена отдельная операция "5D Спираль по лопатке моноколеса". Для расчёта операции обе границы зоны обработки разбиваются на четыре части. Делается это с целью выделения входной и выходной кромок профиля, спинки и корыта. Вектор рассчитывается на основе специальных текстовых строк, заданных в диалоговом окне задания параметров операции, определяющих углы LEAD и TILT. Этот метод управления сходен с методом "Закон (поверхность)", с тем лишь отличием, что "законы" строятся автоматически на основе углов, заданных в исходных параметрах операции. При необходимости сплайны "законов" можно визуальнo проанализировать. Ещё одна опция этой операции — это постепенный подход к профилю для обеспечения более плавного перехода между отдельными программами, если это необходимо, и для исключения вибраций лопатки и фрезы на первом проходе из-за слишком большого припуска (рис. 12).

Вибрацию можно также исключить, если поднять первую ограничивающую кривую выше по лопатке. Но, как правило, это требует фиктивного продления поверхности лопатки, что вызывает определённые трудности. Зону обработки в данной операции можно ограничить в диапазоне от нуля до ста процентов, в том числе выделить отдельный проход, указав одинаковый процент для начала и конца зоны. Такая возможность необходима для проверки отсутствия коллизий инструмента и оправки с деталью и фиксирующим деталь приспособлением. Для контроля коллизий создаётся



Рис. 12. Схема срезания припуска на первом проходе при спиральной обработке

реальная модель фрезы и оправки и проверяется поведение этой модели по рассчитанному проходу. В большинстве случаев, достаточно проверить на отсутствие коллизий последний проход из всей операции. Если в процессе проверки обнаружено столкновение, то необходимо изменить поведение вектора фрезы в зоне столкновения.

Прогрессивным решением является спиральная обработка не только поверхности лопатки, но и поверхности сопряжения лопатки и ступицы фрезой меньшего радиуса, чем радиус сопряжения. Это позволяет избежать резкого увеличения ширины стружки при подходе к сопряжению.

Проход, рассчитанный в операции, – это только промежуточное звено на пути к управляющей программе. Для получения окончательного результата необходим постпроцессор, который превратит проходы в коды конкретной системы ЧПУ, учитывая при этом компоновку станка. Управляющие программы оформляются в виде подпрограмм, которые вызывает главная программа для каждой лопатки моноколеса.

Отдельная тема, которую хотелось бы затронуть и которая, на наш взгляд имеет хорошие перспективы – это возможность 3D-коррекции при пятикоординатной обработке. Модуль расширенной пятикоординатной обработки САПР GeMMA-3D поддерживает вывод в проход информации о нормали к обрабатываемой поверхности в текущей точке, что позволяет на этапе постпроцессирования обработать эту информацию и сгенерировать управляющую программу с возможностью подойти к профилю на заданную оператором станка с ЧПУ величину или отойти от него. Для реализации такой возможности нужно воспользоваться особенностями программирования конкретной системы ЧПУ, на которую рассчитывается управляющая программа. Очевидно, что средствами программирования системы ЧПУ нужно решить вопрос задания допустимого диапазона коррекции, который не позволит оператору станка с ЧПУ ввести величину коррекции, которая приведёт к несоответствию детали. Здесь речь идёт не только о коррекции в тело детали, но и об отходе от профиля, поскольку излишняя величина коррекции может привести к коллизиям с соседними лопатками.

Перспективы дальнейших исследований

Пути дальнейшего развития системы автоматизации подготовки пятикоординатных управляющих

программ, на наш взгляд, очевидны. С одной стороны, это увеличение степени автоматизации. Пользователь, давая на вход системе необходимый минимум исходных данных, должен получать на выходе приемлемый результат, затрачивая как можно меньше усилий и времени. С другой стороны, система должна позволять опытному пользователю влиять на конечный результат по своему усмотрению. Интересной для пользователей могла бы быть возможность создавать в интерактивном режиме (не пользуясь традиционным программированием) свои собственные способы обработки.

Выводы

В работе проанализированы вопросы создания пятикоординатной траектории режущего инструмента для обработки несущих поверхностей одиночных лопаток и моноколёс авиационных ГТД. Рассмотрены также различные методы управления вектором фрезы и способы обработки, позволяющие более качественно определять траекторию.

Список литературы

1. Богуслаев А.В., Качан А.Я., Карась В.П. Высокоскоростное финишное фрезерование лопаток моноколес // Вестник двигателестроения, 2002. – № 1. – С. 110-111.
2. Жеманюк П.Д., Мозговой В.Ф. Качан А.Я., Карась В.П. Формообразование сложно профильных поверхностей моноколес высокоскоростным фрезерованием // Газотурбинные технологии, 2003. – №5 (26). – С. 18-21.
3. Панасенко В. А., Петров С.А., Мозговой С.В., Карась Г.В. Особенности обработки деталей авиационных ГТД на станках с ЧПУ // Вестник двигателестроения, 2005. – № 1 – С. 138-144.

Поступила в редакцию 02.06.2006 г.

Розглянуто процес підготовки траєкторії різального інструменту для п'ятикоординатної обробки лопаточної частини моноколеса та окремих лопаток. Описані особливості застосування САПР для роботи з математичними моделями лопаток та генерації траєкторії різального інструменту.

The process cutting tool trajectory preparation for blisks blade part and single blades machining are considered. The particularities of CAD/CAM using for work with blisks or single blades mathematical models and for cutting tool trajectory generation are described.

УДК 621.438

А. В. Богуслаев, В. В. Мурашко

ГАЗОЦИРКУЛЯЦИОННОЕ ПОКРЫТИЕ ЛОПАТОК ТУРБИНЫ ГАЗОТУРБИННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

Представлена установка и процесс нанесения газоциркуляционного покрытия на поверхность рабочих лопаток турбины ГТД.

Постановка проблемы и ее связь с практическими задачами

Для обеспечения высоких летно-технических характеристик новых типов самолетов лопатки турбины ГТД из жаропрочных сплавов должны обладать высокими характеристиками жаростойкости, способности противостоять газовой коррозии и термоусталостной повреждаемости.

Современный уровень рабочих температур и мощности ГТД во многом определяется применением охлаждаемых лопаток турбины со сложной конфигурацией внутренней полости с охлаждаемыми каналами, сообщающимися с воздухоподводящими каналами, газовым трактом двигателя, с системой перфорационных отверстий.

При такой ажурной конструкции лопаток защита внутренней и наружной трактовых поверхностей от высокотемпературной газовой коррозии проблематична.

В настоящий момент единственным методом получения покрытий на охлаждаемых лопатках любой конфигурации является 2-х стадийное газоциркуляционное покрытие (ГЦП) системы Ni-A1-Cr.

Обзор публикаций и анализ переменных задач

Химико-термическая обработка металлов в активизированных газовых средах, многокомпонентные диффузионные покрытия широко применяются для повышения ресурса деталей, работающих при знакопеременных нагрузках и высоких температурах в процессе их эксплуатации [1, 2, 3].

Основными недостатками известных технологических процессов нанесения покрытий является низкая их сцепляемость с основой, что снижает ресурс и надежность деталей в процессе их эксплуатации.

Содержание и результаты исследований

Применяемое для процесса ГЦП оборудование на ОАО "Мотор Сич" представляет собой циркуляционную установку шахтного типа.

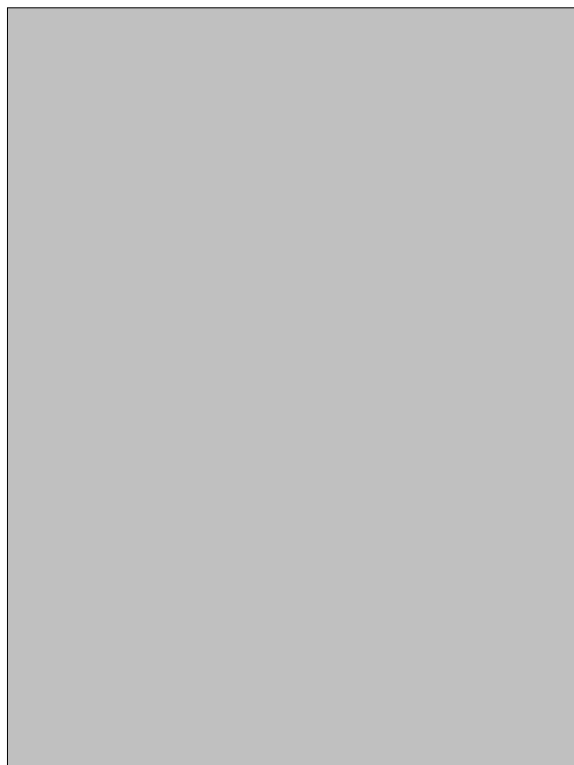


Рис. 1. Схема установки ГЦП:

1 – поддон; 2 – реторта; 3 – электропечь; 4 – лопатки; 5 – экран; 6 – крыльчатка; 7 – отражатели; 8 – крышка; 9 – мановакуумметр; 10 – электродвигатель; 11 – преобразователь ПМТ-2; 12 – вентиль; 13 – вакуумметр ВТ-6; 14 – потенциометр КСП-4; 15 – фильтр; 16 – насос АВЗ-20Д

Вакуумная реторта с водоохлаждаемой крышкой. На крышке установлен электродвигатель для привода крыльчатки вентилятора. Лопасты вентилятора заходят в полость цилиндрического направляющего экрана, внутри которого устанавливаются лопатки. На крышке реторты установлены отражатели для выравнивания температуры в реторте. Цилиндрический экран с лопатками установлен на поддон, в котором расположена смесь для насыщения лопаток. Вакуумная реторта через запорный вентиль и фильтр соединена с насосом АВЗ-20Д для вакуумирования реторты с последующим переносом в электропечь шахтного типа. Для контроля процесса вакуумирования (откачки) и избы-

точного давления в процессе насыщения на крышке реторты установлен мановакуумметр типа ОБМ 1.

100 ГОСТ 2405-80 кл. точности 2,5 со шкалой от -1 до +3 (кгс/см²). В связи с тем, что процесс ГЦП идет при $T = 950 \dots 100^\circ\text{C}$ в присутствии галогенов, применяемые материалы, соприкасающиеся со средой, должны быть устойчивы к агрессивной среде при высоких температурах. Таким материалом выбран сплав ЭИ 435.

В процессе запуска и доводки процесса ГЦП до уровня серийного производства обнаружилось проблемы с качеством покрытия – отсутствие сцепления активной зоны покрытия с диффузионной из-за наличия окислов. Окисление происходит как в процессе нагрева (окисление поверхности лопаток), так и в процессе насыщения.

Такие дефекты покрытия стали возможны из-за недостаточной герметичности реторты или недостаточного вакуумирования реторты, которое при существующем оснащении оборудования обнаружить сложно.

Для решения данного вопроса и улучшения качества покрытия была предложена модернизация существующего оборудования. На крышке реторты установлена лампа ПМТ-2, которая подключена к прибору ВТ-6 для вывода показаний вакуума в реторте, а также установлено допустимое натекание для обеспечения качественного покрытия. Для регистрации показаний вакуума и натекания установлен прибор КСП-4.

В процессе нанесения ГЦП (алитирования) в смеси, состоящей из Fe-A1 и активатора NH₄C1, происходит попутное насыщение железом и азотом. Количество железа в покрытии достигает зонально до 6.....10 %, что снижает качество покрытия. Для снижения содержания Fe и N₂ в покрытии предложено заменить лигатуру и активатор. После применения лигатуры NiA1 с активатором хлористого алюминия A1C1₃ удалось снизить содержание Fe в покрытии менее 1% и исключить азотирование покрытия, получаемого газодиффузионным методом.

В процессе ГЦП (алитирования), особенно в завершающей стадии, насыщающие газы образуют конденсат из-за температурного перепада между водоохлаждаемой крышкой и зоной, в которой находятся насыщаемые детали, что приводит к повреждению (разъеданию) покрытия и деталей. Для предотвращения данного дефекта доработана конструкция крышки реторты. Крышка реторты футерована термостойкой ватой из A1₂O₃ и изолирована от рабочего пространства печи колпаком из сплава ЭИ 435.

Процесс нанесения ГЦП системы Ni-Al-Cr осуществляется в 2 стадии.

Первая стадия – хромирование состоит из абразивной подготовки лопаток под покрытие, нанесение покрытия газодиффузионным методом в присутствии активатора путем переноса атомов хрома из смеси на поверхность лопаток посредством га-

логенов при температуре 1000 °С.

Вторая стадия – алитирование производится аналогично первой стадии, кроме состава насыщающей смеси.

После завершения второй стадии нанесения ГЦП лопатки подвергаются диффузионному отжигу в вакуумных печах при температуре 1050 °С и остаточном давлении 1,3 (10⁻¹...10⁻³) Па.



Рис. 2. Внешний вид установки

Величина и качество покрытия ГЦП определяются металлографически на лопатках-образцах по наружной и внутренней поверхностям.

Микроструктура покрытия состоит из двух зон: внешней однофазной и внутренней (диффузионной) – многофазной. Содержание A1 в наружной зоне покрытия составляет 18.....22 % и 4...4,5 % Cr. Диффузионная зона содержит 12...14 % A1 и 6...7,5 % Cr, а также повышенное содержание по сравнению с основным материалом V, Nb, W, что создает дополнительную "барьерность" элементов, препятствующую обеднению основного материала лопаток в процессе эксплуатации.

Микротвердость покрытия имеет значения 560...630 HV0,010.



Рис. 3. Микроструктура хромоалитированного слоя ($\times 500$) без травления:
а – наружная поверхность; б – внутренняя поверхность

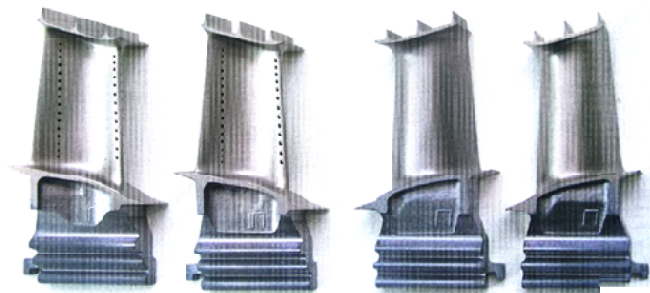


Рис. 4. Внешний вид лопаток после газоциркуляционного хромоалитирования



Рис. 5. Внешний вид внутренней полости лопатки после эксплуатации без применения газоциркуляционного хромоалитирования

Лопатки с покрытием внутренней полости газоциркуляционным хромоалитированием находятся в длительной эксплуатации на серийных изделиях.

В результате 2-х стадийного процесса нанесения ГЦП в покрытие удается ввести дополнительное количество Сг (до 6...7 % по массе), что особенно важно для сплавов типа ЖС с малым содержанием хрома, с дальнейшим нанесением покрытий СДП-2, ВСДП-16 на наружные поверхности лопаток на установках МАП.

Покрытие Ni-Al-Cr оказывает положительное влияние на длительную прочность жаропрочных сплавов, повышает жаропрочность.

Перспективы дальнейших исследований

Дальнейшие экспериментальные исследования должны быть направлены на определение влияния

технологической наследственности параметров ГЦП на внутреннюю полость рабочих лопаток турбины на их эксплуатационные свойства.

Выводы

1. Внедрение технологии ГЦП позволило осуществлять нанесение защитного двухслойного покрытия на внутренние каналы лопаток турбины и четырехслойного покрытия на наружные поверхности.

2. Нанесение комплексных покрытий позволяет повысить ресурс лопаток турбины в 1,5...2 раза.

3. Применение при ГЦП исходных материалов, не содержащих Fe и N_2 повышает адгезию ионно-плазменных покрытий.

Список литературы

1. Арзамасов Б.Н. Химико-термическая обработка металлов в активизированных газовых средах. Москва: "Машиностроение". – 1979 г.
2. Ляхович. Многокомпонентные диффузионные покрытия. Минск: "Наука и техника". – 1974 г.
3. Арзамасов Б.Н. Построение и применение равновесных диаграмм состояния с галогеном. Приложение №2 к инженерному журналу 2/2002.

Поступила в редакцию 20.06.2006 г.

Представлено установку й процес нанесення газоциркуляційного покриття на поверхні робочих лопаток турбіни ГТД.

An installation and the process of applying gas circulating coating on to working blades surfaces of GTE are presented.

УДК 621.3.029.6:538.312

А. Л. Демура

ВИКОРИСТАННЯ ЕЛЕКТРОМАГНІТНОГО ПОЛЯ НАДВИСОКОЇ ЧАСТОТИ В ТЕХНОЛОГІЧНОМУ ПРОЦЕСІ ВИГОТОВЛЕННЯ ВИРОБІВ З ПОЛІМЕРНИХ КОМПОЗИЦІЙНИХ МАТЕРІАЛІВ

Запропоновано і розроблено технологічний процес отвердіння епоксидного зв'язуючого в полімерних композиційних матеріалах проводити під впливом електромагнітного поля надвисокої частоти. Методом інфрачервоної спектроскопії вивчено механізм отвердження зв'язуючого під впливом електромагнітного поля надвисокої частоти. Дериватографічні дослідження показали, що отвердження в електромагнітному полі приводить до підвищення термостійкості і процес деструкції відбувається при більш високих температурах.

1 Вступ

Існує ряд технологій, що дозволяють отримати деталі з полімерних матеріалів. Так, в промисловості використовують термокамерний метод з конвективним підведенням тепла [1]. Цей метод дає можливість отримати деталі з полімерних композиційних матеріалів (ПКМ) із властивостями, що задовольняють замовників, але він характеризується довготривалістю та енергоємністю.

Відомі також методи отвердіння ПКМ з використанням магнітних полів, радіаційного опромінювання, прискорених електронів [2]. В промисловості знаходять застосування методи високочастотного нагріву для обробки вологих матеріалів, для зварювання термопластичних матеріалів, при склеюванні неметалевих матеріалів [3].

Найбільш перспективним методом, який дає безумовні переваги у часі, екологічності та енергозбереженні, є отвердіння деталей з ПКМ за допомогою мікрохвильового нагріву [4].

На жаль, у літературі відомі одиничні роботи [5], в яких розглядається можливість використання енергії електромагнітного поля надвисокої частоти лише для зварювання полімерних матеріалів і показана можливість застосування цього методу.

Для використання електромагнітного поля надвисокої частоти (ЕМП НВЧ) в складі технологічного процесу нагрівання напівфабрикатів з ПКМ та отвердіння їх необхідно вірно вибрати режим обробки, який обумовлюється наступними параметрами: частотою коливань поля; потужністю електромагнітного поля; відповідністю швидкого нагрівання і часу витримки хімічним процесам, що відбуваються при отвердінні.

Особливу актуальність має дослідження нагріву, що передбачає пряме поглинання енергії матеріалом, який нагрівається, за рахунок переміщення іонів і обертання діполей з частотою коливань електромагнітного поля без зміни в структурі молекул

[4].

Міжнародними правилами у радіозв'язку, що прийняті у 1959 р. в Женеві, для використання в промисловості й науці встановлено лише чотири частоти, МГц: 915 ± 25 ; 2450 ± 13 ; 5800 ± 75 та 22125 ± 125 [6]. В промисловості найбільше використовують частоту 2450 МГц. Енергія, що подається до надвисокочастотного резонатора, витрачається на нагрівання матеріалу.

В останні роки вчені проявляють інтерес до створення НВЧ-установок [4], але в літературі практично відсутні дані про вплив електромагнітного поля на процес отвердіння виробів з ПКМ. Оскільки процес отримання виробу з полімерних композиційних матеріалів відбувається при отвердінні зв'язуючого, тому і поставили в роботі за мету дослідити, як впливає ЕМП НВЧ на кінетику процесу, щоб в подальшому включити даний метод в технологічний процес.

2 Матеріал і методи дослідження

Дослідження впливу ЕМП НВЧ на процес отвердіння проводили на епоксидному зв'язуючому ЕДТ-10П, яке складається з смоли КДА-2 та отверджувача ТЕАТ-1 у співвідношенні 100 в.ч. + 10 в.ч. + спиртоацетоновий розчинювач.

Процес отвердіння зв'язуючого контролювали, визначаючи ступінь твердіння, яка згідно вимог ОСТ 920956-74 повинна бути більше 95 %. Температура отвердіння варіювалась напруженістю електромагнітного поля надвисокої частоти і складала 100, 110, 120, 130, 140, 150, 160 та 200° С. Час отвердіння назначали від 10 до 60 хвилин.

Ефективність впливу ЕМП НВЧ на процес отвердження оцінювали за допомогою інфрачервоної спектроскопії та дериватографії.

Дослідження методом інфрачервоної спектроскопії проводили на спектрофотометрі SPECORD-75. Для отримання спектрів готували таблетки шля-

хом пресування подрібненої і обробленої смоли з порошком КВЧ за методикою [7]. Інфрачервоні спектри знімали в області хвильових чисел 4000 см^{-1} - 400 см^{-1} за наступних умов: масштаб – $0,5\text{ мм}$ / 100 см^{-1} , щільна – 2, час реєстрації – $4,4\text{ хв}$ / лист.

Методом дериватографії вивчали фізико-хімічні процеси, які відбуваються в отверджених зв'язуючих при нагріванні. Термічний аналіз зразків епоксидної смоли ЕДТ-10П, отверджених під впливом ЕМП НВЧ та за заводською технологією, проводили на установці "Derivatograph-1500" системи Ф.Паулік-Й.Паулік-Л.Ердей. Дериватограф дозволяє на одному і тому ж зразку одночасно заміряти температуру зразка, зміну та швидкість зміни маси, різницю температур зразка та еталона. В якості еталонної речовини використовували оксид алюмінію Al_2O_3 , який попередньо прокалювали при температурі 1500°C на протязі трьох годин. Отверджені зв'язуючі та еталонну речовину засипали в керамічний тигель. Нагрівали тиглі з постійною швидкістю $5^\circ\text{C}/\text{хв.}$ в електричній печі в атмосфері повітря. Дериватограми отримували в однакових умовах. Чутливість гальванометра ДТА складала $1/5$ від максимальної чутливості, а ДТГ – $1/3$.

3 Експериментальні результати та їх обговорення

Проводили дослідження отвердження зв'язуючого ЕДТ-10П під впливом електромагнітного поля надвисокої частоти і для порівняння паралельно отверджували те саме зв'язуюче за стандартною заводською технологією.

Процес отвердіння за стандартною технологією передбачає поступове нагрівання в термокамерній печі з конвективним підведенням тепла до температури 130°C , витримка при цій температурі та повільне охолодження. Процес нагрівання і витримки

ки триває 2280 хвилин. В результаті ступінь твердіння складала 94,8- 96,7 %, а вміст смоли – 27,8 - 30,2 %.

Змінюючи потужність електромагнітного поля, отримали температуру 130°C . При цій температурі отверджували зв'язуюче під впливом ЕМП НВЧ і відзначали оптимальний час обробки, який дає необхідне значення ступеню твердіння.

Результати зміни ступеню твердіння в залежності від часу обробки під впливом ЕМП НВЧ при температурі 130°C наведені на рис. 1.

Аналіз отриманих даних показує, що під впливом ЕМП НВЧ на протязі близько десяти хвилин відбувається часткове отвердження зв'язуючого і в результаті маємо низьке значення ступеня твердіння. При витримці більше 12 хвилин досягаються значення ступеню твердіння, які задовольняють вимогам ОСТ.

В той же час, при витримці після 20 хвилин і більше ступінь твердіння зменшується до значень, що не задовольняють вимогам ОСТу. Це пов'язано з початком і розвитком процесів деструкції в епоксидному зв'язуючому під впливом електромагнітного поля.

Таким чином показано, що отвердіння при температурі 130°C під впливом електромагнітного поля надвисокої частоти можна проводити на протязі більше 12 хвилин і до 20 хвилин з отриманням необхідного ступеню твердіння.

З точки зору досягнення необхідного ступеню твердіння та енергозбереження процес отвердіння проводили на протязі 14 хвилин, при цьому для досягнення температури 130°C необхідно шість хвилин (тобто швидкість нагрівання складає $19,9^\circ\text{C}/\text{хв.}$) та вісім хвилин витримки при цій температурі.

Для вивчення механізму процесів, що відбуваються при отвердженні під впливом електромагнітного поля та впливу його на структуру продуктів

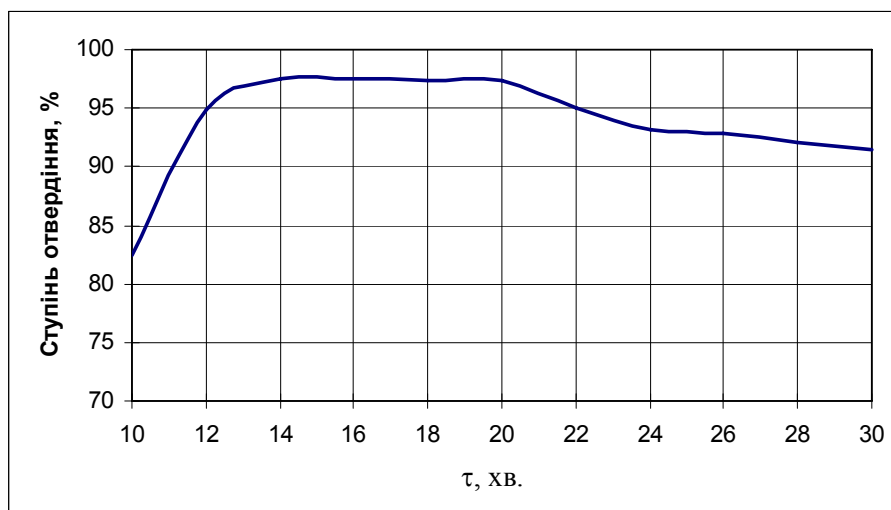


Рис. 1. Залежність ступеню твердіння від часу витримки

твердіння дослідження проводили методом інфрачервоної спектроскопії на зразках епоксидного зв'язуючого, що отверджені за запропонованою технологією та для порівняння за заводською технологією. Даний метод дозволив вивчити і віднести основні смуги поглинання до типів коливань молекул, визначити пропускання, отримати відношення оптичної щільності основних смуг поглинання до смуги бензольного кільця (1510 см^{-1}), яке було вибрано в якості внутрішнього стандарту. Дослідження даних інфрачервоних спектрів зразків, які пройшли отвердження за термокамерним методом та під впливом ЕМП НВЧ, показало, що продукти твердіння епоксидної смоли КДА-2 під дією отверджувача ТЕАТ-1 аналогічні, але не ідентичні.

Так, при термокамерному твердінні епоксидної смоли аліфатичних етерів зв'язків утворюється набагато більше, ніж в умовах НВЧ-твердіння. Процес гелеутворення відбувається при підвищенні температури до $120\text{--}130^\circ\text{C}$ і продовжується біля 13 годин, що пов'язано з поступовим зростанням концентрації центрів зшивання та утворення гел-фракції. Підвищення інтенсивності смуг поглинання простих діалкілових етерів (при $1030, 1100\text{ см}^{-1}$) і фенілал-кілових етерів (при $1170, 1230, 1300\text{ см}^{-1}$) у спектрі зразка, отвердженого за стандартною технологією, пов'язана як з утворенням поперечних зшивок, так і з лінійною полімеризацією епоксидної смоли ЕДТ-10П.

Процес твердіння епоксидної смоли КДА-2 під впливом ЕМП НВЧ в присутності ТЕАТ-1 потребує набагато менше часу, ніж при термокамерній технології, що суттєво зменшує імовірність лінійного зростання полімерного ланцюга. Наявність смуг поглинання аліфатичних етерів (при $1030, 1110\text{ см}^{-1}$) у спектрі зразка, отвердженого під впливом електромагнітного поля, пов'язано, у першу чергу, з швидким утворенням сітчастої зшитої структури. Каталіз цього процесу відбувається дуже швидко. Також має місце високочастотний зсув на $10\text{--}20\text{ см}^{-1}$ для більшості смуг поглинання інфрачервоного спектру епоксидної смоли, отвердженої електромагнітним полем надвисокої частоти. Це певно пов'язано із зростанням енергії торсійної напруги сегментів макромолекул завдяки підвищенню ступеню зшивання, яке призводить до збільшення значення константи жорсткості зв'язку і підвищенню частоти поглинання.

Таким чином, виходячи з даних інфрачервоних спектрів, можна зробити висновок, що дія ЕМП НВЧ в порівнянні з конвективним нагрівом за стандартною заводською технологією призводить до більш високого ступеню зшивки полімерних ланцюгів і в результаті цього суттєво підвищується міцність матеріалу.

Оскільки вироби з полімерних композиційних матеріалів часто працюють при підвищених температурах, тому методом дериватографії вивчали тер-

мостійкість епоксидного зв'язуючого і процес деструкції, що відбувається в ньому.

Результати дериватографічних досліджень показали, що при температурах до $100\text{--}150^\circ\text{C}$ відбувається ендотермічний процес з вилученням вологи із матеріалу. Наступний екзотермічний процес пов'язаний з дегідратацією за рахунок вільних ОН-груп. Потім при температурах вище 350°C подвійні зв'язки, які утворюються при гідратації, починають окислюватись і розвивається процес деструкції. Експериментальні дослідження показали, що отвердження під впливом ЕМП НВЧ призводять до підвищення термостійкості і складає 400°C , а термостійкість зразків, отверджених за заводською технологією, складала 375°C . Термостійкість відображає хімічну стабільність полімерів при нагріванні і пов'язана з термічною деструкцією. Показано, що процес деструкції також закінчується при різних температурах: в зразку, отвердженому під впливом ЕМП НВЧ, – при температурі 560°C , а отвердженому за заводською технологією, – при 510°C . Замір площі піка DTG при деструкції зразка, обробленого електромагнітним полем, є значно більшою ніж площа піка зразка, отвердженого за термокамерною технологією. Це свідчить, що для руйнування зв'язків в полімері, отвердженого під впливом ЕМП НВЧ, необхідно витратити значно більшу енергію і в результаті утворюються більш міцні зв'язки. Максимальна швидкість перетворення і втрата маси в зразках ЕДП-10П, отверджених під впливом ЕМП НВЧ, менша, ніж в зразках, отверджених за заводською технологією. Визначено, що втрата маси в епоксидному зв'язуючому, отвердженому під впливом ЕМП НВЧ, складає $36,7\%$, а в зразках, отверджених за стандартною технологією – $42,2\%$. Максимальна швидкість перетворення для зразків, отверджених за стандартною технологією, на $32,8\%$ вище, ніж отверджених під впливом ЕМП НВЧ. Таким чином, проведені дослідження впливу ЕМП НВЧ на процес отвердіння зв'язуючого ЕДТ-10П дозволили більш глибоко розглянути процеси, які відбуваються в ньому, і зрозуміти механізм цих процесів.

Запропонована технологія отвердження під впливом ЕМП НВЧ була апробована на зразках склопластику в порівнянні із звичайним термокамерним отвердінням в заводських умовах. Склопластикові листові вироби виготовляли шляхом насичення тканини Т11 з переплетінням ниток Сатин 8/3 епоксидним зв'язуючим ЕДТ-10П. Формування виконували викладкою у 25 шарів. Розмір листових виробів $300 \times 100 \times 10\text{ мм}$. Готували по сім зразків листових виробів. Після отвердження листових виробів за новою та традиційною технологіями проводили дослідження щільності та ступеню твердіння. Визначали міцність при розтягуванні та стисненні на машині SPZ-10 за стандартною методикою.

Результати дослідження показали, що використання ЕМП НВЧ в технологічному процесі отвердження виробів забезпечує суттєве прискорення процесу і необхідну щільність і ступінь твердіння. При цьому має місце підвищення механічних властивостей листових виробів, що отверджені під впливом ЕМП НВЧ. Так, наприклад, при отвердженні за заводською технологією при 130 ° С міцність на розтягування складає $\sigma_p = 460$ МПа, а на стиснення $\sigma_{cm} = 260$ МПа, а отвердження за запропонованою технологією дало значення $\sigma_p = 550$ МПа, $\sigma_{cm} = 315$ МПа відповідно.

Висновки

1. Показана раціональність використання електромагнітного поля надвисокої частоти в технологічному процесі отвердження виробів з полімерних композиційних матеріалів на основі епоксидного зв'язуючого, яке в порівнянні з традиційним термокамерним методом, призводить до значного скорочення процесу і зменшення його енергоємності.
2. Методом інфрачервоної спектроскопії з'ясовано механізм процесу отвердження зв'язуючого під впливом електромагнітного поля надвисокої частоти, який полягає в утворенні високозшитого полімеру за рахунок швидкого утворення і у великій кількості зшиваючих етерових зв'язків при розкритті епоксидних груп.
3. Дериватографічні дослідження показали, що отвердження епоксидного зв'язуючого під впливом електромагнітного поля надвисокої частоти суттєво підвищує термостійкість і процес деструкції відбувається при більш високих температурах.

Список литературы

1. Буланов И.М., Воробей В.В. Технология ракетных и аэрокосмических конструкций из композиционных материалов. – М.: МГТУ им. Н.И. Баумана, 1998. – 480 с.
2. Полімерні композиційні матеріали в ракетно-космічній техніці: Підручник / Джур Є.О., Куч-

ма Л.Д., Манько Т.А., Ситало В.І. – К.: "Вища освіта", 2003. – 399 с.

3. Глуханів Н.П., Федорова И.Г. Высокочастотный нагрев диэлектрических материалов в машиностроении. – Л.: Машиностроение, 1983. – 160 с.
4. Демьянчук Б.А. Принципы и применение микроволнового нагрева. – Одесса: Черноморье, 2004. – 520 с.
5. Мацюк Л.Н., Богдасьевский А.В., Березин В.В. и др. Применение СВЧ-энергии для сварки полимерных материалов // Пластмассы. – 1976. – № 3. – С. 45-46.
6. Кингстон Г.М., Джесси Л.Б. Пробоподготовка в микроволновых печах. – М.: Мир, 1991. – 333 с.
7. Уэндландт У. Термические методы анализа. – М.: Мир, 1978. – 526 с.

Поступила в редакцию 22.05.2006 г.

Предложен и разработан технологический процесс отверждения эпоксидного связующего в полимерных композиционных материалах под влиянием электромагнитного поля сверхвысокой частоты. Методом инфракрасной спектроскопии изучен механизм отверждения связующего под влиянием электромагнитного поля сверхвысокой частоты. Дериватографические исследования показали, что отверждение в электромагнитном поле приводит к повышению термостойкости и процесс деструкции происходит при более высоких температурах.

Proposed and developed is the technological process for solidification of epoxy binder in polymer composite materials under the effect of electromagnetic field of superhigh frequency. The mechanism of solidification has been studied with the method of infrared spectroscopy. Derivative graphic researches proved that solidification, in electromagnetic field leads to increase in thermal stability and process of destruction occurs at higher temperatures.

УДК 629.7.036.3

Ю. С. Кресанов, А. В. Богуслаев, А. Я. Качан

АНАЛИТИЧЕСКОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ КАТАЮЩЕГО РАДИУСА ПРИ ПРОКАТКЕ В КАЛИБРАХ С ЗАУСЕНЦЕМ

Представлены аналитические зависимости для определения величины катающего радиуса калибров различной формы для периодической прокатки.

Постановка проблемы и ее связь с практическими задачами

Для определения угла нейтрального сечения и при проектировании инструмента (калибровке ручья валков), а также при продольной периодической прокатке заготовок рабочих лопаток газотурбинных двигателей необходимо определение расстояния от начальной окружности до катающего диаметра:

$$\text{[Blank Box]}, \quad (1)$$

где R_H — номинальный радиус валков, например для стана 330 (ОАО "Мотор Сич")

$$R_H = D_H = 330 \text{ мм};$$

R_{Ki} — катающий радиус сечения пера или хвостовика заготовки лопатки.

При прокатке в калибрах истинные катающие радиусы непостоянны по длине очага деформации и изменяются от сечения входа к сечению выхода полосы из валков из-за наличия зон отставания, прилипания и опережения. В зоне отставания катающий радиус может быть меньше максимальной глубины вреза ручья в валок, а в зоне опережения — больше радиуса бочки валка и лишь в зоне угла γ критического сечения принимает номинальное значение, отвечающее определению условного катающего радиуса, которому соответствует скорость выхода полосы из валков без учета опережения. Таким образом, условный катающий радиус соответствует скорости движения полосы в зоне угла γ .

Обзор публикаций и анализ нерешенных проблем

В работах [1, 2, 3, 4, 5] представлены основные зависимости для определения параметров процесса продольной прокатки периодических профилей, однако остается вопрос аналитического определения величины катающих радиусов для калибров различной формы (круглого, овального, прямоугольного, ромбического, двутаврового и т.д.), которые могли бы быть использованы для определения формы калибра при прокатке различных сечений лопаток.

Цель исследований

© Ю. С. Кресанов, А. В. Богуслаев, А. Я. Качан 2006 г.

Цель работы — получить аналитические зависимости величины катающего радиуса для калибров различной формы.

Содержание и результаты исследований

Рассмотрим калибр произвольной формы (рис. 1). Из условия транспортирования полосы следует, что относительные перемещения полосы и катающихся поверхностей калибра по активному периметру равны нулю. Тогда положение катающего радиуса определим на основании равенства работ по перемещению полосы, соприкасающейся с калибром, и "соответственной" полосы, ширина которой равна длине активного периметра калибра по условному катающему радиусу с учетом уширения.

Элементарная работа по перемещению полосы на произвольном участке калибра (рис. 1) равна:

$$\text{[Blank Box]}, \quad (2)$$

где ω — угловая скорость вращения валков;

$p_i(x)$ — удельное давление;

$\beta_i(x)$ — коэффициент, характеризующий условия внешнего трения;

$R_i(x)$ — средний радиус;

dl — единичная площадь на выделенном i -м участке калибра.

Тогда полная работа по перемещению полосы составит:

$$\text{[Blank Box]}. \quad (3)$$

Из рис. 1 можно определить

$$\text{[Blank Box]},$$

тогда

$$\text{[Blank Box]}. \quad (4)$$

Работа по перемещению полосы по катающему радиусу

$$\frac{d}{dt} \left(\int_{\Omega} u^2 dx \right) = -2 \int_{\Omega} u \Delta u dx, \quad (5)$$

Подставив значение (8) и (9) в выражение (7) и приняв длину окружности



получим



(10)

После соответствующих преобразований выражения (10), а также с учетом уравнения прямой, соответствующей линии контакта калибра с заусенцем, получим значение R_K для круглого и овального калибров (рис. 2, б; в)



Приняв $b_3 = 0$, получим значение условного катающего радиуса для круглого и овального калибров без уширения при любом заполнении калибров:



При полном заполнении калибра ($b = 2r$) без учета уширения, значение (12) для круглого калибра примет вид:



Используя уравнение прямой и выражение (7), получим значение условного катающего радиуса для прямоугольного (ящичного) калибра (рис. 2, а)



При полном отсутствии уширения ($b_3 = 0$) выражение (14) упрощается:



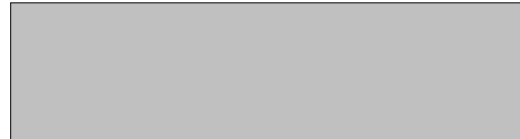
В случае ромбического калибра (рис. 2, г) выражение (7) имеет вид:



или при $b_3 = 0$, выражение (16) можно представить следующим образом:



Аналогично для двутаврового калибра (рис. 2, д) выражение (7) примет вид:



Полученные выражения, определяющие катающие радиусы для калибров различной формы (круглого, овального, прямоугольного, ромбического, двутаврового), могут быть использованы для определения формы калибра при прокатке различных сечений лопаток.

Результаты опытной прокатки в круглом, овальном и ящичном калибрах показали хорошую сходимость с полученными выражениями.

Перспективы дальнейших исследований

Дальнейшие исследования должны быть направлены на разработку математических моделей процесса периодической прокатки заготовок лопаток компрессора с учетом полученных аналитических зависимостей.

Выводы

Полученные аналитические выражения позволяют повысить точность формообразования при периодической прокатке, а также снизить трудоемкость профилирования калибров в процессе их изготовления.

Список литературы

1. Смирнов В.С., Дурнев В.Д., Кашевский Н.П. Продольная периодическая прокатка. – М-Л: Машгиз, 1961. – 254 с. с илл.
2. Чекмарев А.П., Санько Н.М. Сб. Обработка металлов давлением. (ДМТН, вып. 39). – Харьков, 1960 – 127 с.
3. Калашников А.И., Сеницын В.Г. и др. Обработка металлов давлением авиационных материалов – Москва: Машиностроение (МАТИ, №69) – С. 37-64.
4. Кириц В. Обработка металлов давлением, Л.: Машиностроение (ЛПИ, №222). – С. 151-161.
5. Филипов С.Н. Продольная прокатка периодических профилей. Москва: Металлургия, 1978. – 125 с. с илл.

Представлено аналітичні залежності для визначення величини радіуса циліндра при прокатці для калібрів різної форми періодичної прокатки.

Analytical relationships to determine the value of rolling radius of different configuration passes for periodic rolling are presented.

УДК 629.7.036:621.373

Э. В. Кондратюк, С. Д. Зиличихис, Б. И. Шапар, Н. П. Кришталь

ПРИМЕНЕНИЕ ЛАЗЕРНОГО МАРКИРОВАНИЯ В ПРОИЗВОДСТВЕ АВИАЦИОННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

В статье рассмотрены возможности лазерного маркирования при изготовлении деталей газотурбинных двигателей, перспективы расширения номенклатуры маркируемых деталей, а также влияние лазерного луча на поверхностный слой и работоспособность деталей.

Высокие технологии определяют уровень выпускаемой продукции, ее конкурентоспособность и эффективность всей производственной деятельности. К высоким технологиям, прежде всего, относятся новейшие методы обработки материалов, разработанные на базе последних достижений науки и, в частности, лазерная технология.

ГП "Ивченко-Прогресс" широко внедряет в производство лазерные технологии с использованием оборудования отечественных производителей. В настоящее время внедрены такие технологические процессы, как вырезка сложноконтурных деталей из листовых материалов, окон, перфорация тонкостенных деталей, маркирование.

Маркирование деталей, узлов и изделий является важным процессом в современном производстве. Маркировка на всех этапах производства необходима для контроля качества, прослеживаемости и идентификации продукции.

При производстве и ремонте газотурбинных двигателей на ГП "Ивченко-Прогресс" используется большая номенклатура традиционных процессов маркирования с нарушением и ненарушением поверхностного слоя детали (электрохимическое маркирование, виброкарандаш, ударный способ, литье, штамповка, нанесение краски и др.). Метод маркирования выбирается в зависимости от назначения детали, но одним из основных требований к надписи является четкость, контрастность, различимость мелких шрифтов.

Современное производство требует высокотехнологичных методов маркировки – гибких, скоростных, не оказывающих влияния на свойства маркируемых деталей. Из существующих на сегодняшний день методов, лазерное маркирование – наиболее современный и технологичный метод, обладающий гибкостью, возможностью управлять инструментом – лазерным лучом во времени и пространстве, а также точно дозировать и регулировать мощность и энергию излучения.

Метод лазерного маркирования – бесконтактный, обеспечивающий минимальное загрязнение зоны обработки, возможность выполнения как глубокого клеймения (глубина до 0,2 мм), так и без нарушения поверхностного слоя (образование окисных пленок глубиной до 0,005 мм) для определенных

материалов, кроме того, отсутствует механическое воздействие инструмента на материал, нет вибраций, электрических и других паразитных воздействий, нет необходимости в дорогостоящих штампах и трафаретах.

ГП "Ивченко-Прогресс" широко внедряет в производство лазерные технологии с использованием лазерного оборудования производства фирм ЛВТ и "Сканер" (г. Черкассы), лазерный маркировочный комплекс OptiScan 100/200Z.

Активный элемент данного лазера – алюмоитриевоый гранат (YAG), обеспечивает длину волны лазерного излучения – 1064 нм. Импульс светового излучения большой плотности и интенсивности фокусируется на поверхности обрабатываемой детали, что вызывает локальный разогрев, плавление и частичное испарение материала при минимальном термомеханическом воздействии на маркируемое изделие. При этом лазерное излучение в зависимости от режимов маркирования воздействует избирательно на элементы, входящие в состав маркируемого материала, например, соли хрома образуют темно-серую окисную пленку, титан – пленку коричнево-фиолетового цвета. Высокая плотность мощности сфокусированного лазерного луча при лазерном маркировании позволяет наносить знаки на различные материалы, в том числе и на труднообрабатываемые, при этом обеспечивая высокую степень разрешения и качество знаков. Функция подавления первого импульса, которая имеется в данном комплексе, позволяет получить более стабильный процесс.

Преимущества лазерного маркирования по сравнению с традиционными методами:

- высокая производительность;
- высокая точность;
- широкий спектр маркируемых материалов;
- возможность четкого нанесения мелких шрифтов (размер шрифта от 0,8 мм);
- маркирование без применения красок и химических реактивов;
- высокое качество, контрастность и стойкость изображений;
- экономическая эффективность.

Метод лазерного маркирования позволяет наносить надписи на детали из материалов:

- нержавеющие стали;
- титановые сплавы;
- жаростойкие и жаропрочные сплавы;
- твердый сплав;
- алюминиевые сплавы;
- снятие красок с поверхностей;
- снятие покрытий из меди, толщиной до 3...5 мкм;
- снятие красок, нагара.

Перемещение луча задается программно и обеспечивается двумя подвижными зеркалами, расположенными в сканирующей головке лазерного модуля; маркировщик позволяет маркировать горизонтальные поверхности размерами до 200×200 мм; при этом наличие третьей координаты, которая выполнена по принципу динамического фокуса — программно управляемая, позволяет маркировать наклонные плоскости, сферические и цилиндрические поверхности.

Основные настраиваемые технологические режимы для лазера: ток накачки, частота модуляции, длительность импульса, рабочая скорость. Исследования показали, что глубина маркирования обратно пропорциональна частоте модуляции и в меньшей мере прямо пропорциональна току накачки.

Данный комплекс дает возможность замены всех видов маркирования лазерным.

Применение лазерного маркирования взамен электрохимического для трубопроводов (материал 12Х18Н10Т) позволило сократить время маркирования, отказаться от трафаретов, получить клеймо темно-серого цвета (за счет образования окисных пленок) с четко очерченными границами, сохранением исходного рельефа труб и измененным слоем до 0,005 мм.

Данный процесс позволил маркировать твердо-

сплавный инструмент, на который наносить информацию существующими методами ранее было практически невозможно. Надпись стойкая, имеет четкий контур, контрастная, серого цвета.

В настоящее время ведутся исследовательские работы по применению лазерного маркирования на деталях из титановых и жаропрочных сплавов взамен электрохимического и механического гравирования. Проведенные металлографические исследования образцов показали следующее:

1. На деталях из титановых сплавов ВТЗ-1 (рис. 1, а) и ВТ8-М1 (рис. 1, б) в месте маркировок измененный слой не обнаружен, имеются микронеровности поверхности глубиной до 0,004 мм, формирование клейм происходит за счет образования окисных пленок коричнево-фиолетового цвета.

2. Для лопаток турбины из жаропрочных литейных сплавов ЖС32-ВИ, ЖС 26 ВИ, ЖС6К в соответствии с требованиями чертежа необходимо применять маркирование глубиной до 0,1 мм и 0,02.....0,05 мм.

На данном этапе проводились работы по глубокому клеймению. Исследования показали, что формирование клейм происходит в результате изменения цвета из-за оплавления металла и изменения рельефа (рис. 2, 3, 4, таблица 1).



а



б

Рис. 1. Микроструктура материала после нанесения лазерной маркировки:
а — титановый сплав ВТЗ-1; б — титановый сплав ВТ8-М1



а



б

Рис. 2. Микроструктура материала ЖС32-ВИ



а



б

Рис. 3. Микроструктура материала ЖС-26ВН



Рис. 4. Микроструктура материала ЖС6К

Сегодня при механическом гравировании хвостовиков рабочих лопаток турбины глубина составляет до 0,1 мм. При лазерном маркировании при глубине до 0,1 мм имеем отрицательный рельеф поверхности.

Для роторных деталей из титановых и жаропрочных литейных сплавов, а также сильно нагруженных деталей, работающих при знакопеременных нагрузках, высоки требования к маркировке, поэтому на сегодняшний день применение данных режимов преждевременно, так как требуется больший объем исследований. Теоретические изыскания и первые практические работы показали, что с

увеличением мощности и рабочей скорости получаем положительные результаты – глубокое маркирование, хороший рельеф поверхности.

Постоянное увеличение номенклатуры изготавливаемых деталей требует постоянного совершенствования процессов, максимальной замены традиционных методов маркирования лазерным маркированием благодаря более широким технологическим возможностям, и, следовательно, продолжения работ на ГП "Ивченко-Прогресс" по расширению номенклатуры маркируемых материалов.

Список литературы

Таблица 1 – Изменения в микроструктуре материала образцов жаропрочных литейных сплавов

1. Лазерные технологии и опыт их внедрения. Научно-практический сборник. – М.: Научно-технический информационно-учебный центр ЛАС. – 2004. – 62 с.
2. Рыкалин Н.Н., Углов А.А., Зуев И.В., Кокора

А.Н. Лазерная и электронно-лучевая обработка материалов. Справочник. – М.: Машиностроение. – 1985. – 496 с.

Поступила в редакцию 26.06.2006 г.

У статті розглянуті можливості лазерного маркування при виготовленні деталей газотурбінних двигунів, перспективи розширення номенклатури деталей, що маркуються, а також вплив лазерного променя на поверхневий шар і працездатність деталей.

This article considers potentialities of laser grading when manufacturing parts of gas turbine engines, perspectives for expansion of nomenclature of parts being graded and the influence of laser beam to the surface layer and working capacity of parts.

УДК 621.785.53

В. А. Богуслаев, О. Л. Лукьяненко, Г. В. Пухальская, П. Д. Жеманюк**ВЛИЯНИЕ КОМПЛЕКСНОЙ ОБРАБОТКИ НА
СОПРОТИВЛЕНИЕ УСТАЛОСТИ ЛОПАТОК
КОМПРЕССОРА ИЗ СПЛАВА ВТ8М**

В статье рассмотрено влияние комплексной обработки (ионно-плазменное покрытие TiN и ультразвуковое упрочнение шариками) на сопротивление усталости и формирование остаточных напряжений лопаток компрессора из сплава ВТ8М.

Двигатель ТВ3-117 работает в неблагоприятных условиях, при взлете и посадке происходит соударение инородных тел с лопатками компрессора. Также они подвергаются воздействию высокочастотных знакопеременных нагрузок и центробежных сил.

Усталостные разрушения являются основным видом отказов лопаток в эксплуатации, которые инициируются эрозийными повреждениями и, в отдельных случаях, разрушениями кромок пера при соударении с инородными телами, которые попадают в тракт двигателя.

Поэтому повышение несущей способности (параметров выносливости и сопротивления воздействию эрозии) лопаток компрессора является актуальной задачей, решаемой комплексной обработкой на финишных операциях технологического процесса.

Решение такой задачи базируется на управлении формированием характеристик поверхностного слоя и параметров выносливости после нанесения ионно-плазменного износостойкого покрытия TiN с последующим поверхностным деформационным упрочнением.

Выход из строя детали с покрытием в процессе эксплуатации может происходить в результате отслаивания покрытия от основы (нарушение адгезионной прочности) или разрушения самого покрытия (когезионное растрескивание), а также под действием остаточных напряжений еще до начала эксплуатации [1].

Одна из важнейших проблем для ГТД – это защита лопаток I ступени компрессора от эрозийных повреждений, резко снижающих сопротивление усталости.

Для увеличения стойкости лопаток к эрозии в настоящее время на некоторых двигателях (ТВ3-117ВМА-СБМ1) применяется покрытие нитрид титана (TiN), которое наносится вакуумным ионно-плазменным методом толщиной 2.....4 мкм.

Целью работы являлось исследование влияния комплексной обработки (ультразвуковое упрочнение шариками + нитридтитановое покрытие, нанесенное методом КИБ) пера лопаток компрессора на сопротивление усталости, величину и знак остаточных напряжений.

Испытания на усталость лопаток проводили способом динамического возбуждения в них колебаний по первой изгибной форме на электродинамическом вибростенде ВЭС-200.

Лопатки испытывали на усталость ускоренным методом "лестницы", который позволяет получить достоверные результаты при определении среднего значения предела выносливости σ_{-1} и его рассеяния на базе $N = 2 \cdot 10^7$ циклов.

В серийном производстве лопатки I ступ. компрессора из сплава ВТ8М окончательно обрабатываются виброполированием с последующим нанесением ионно-плазменного покрытия TiN на верхнюю половину пера для повышения эрозийной стойкости.

Испытаниям подвергали лопатки после непро-

Таблица 1 – Параметры выносливости лопаток

должительной наработки, восстановленных до уровня серийных лопаток виброполированием. Одна партия лопаток с наработкой 1839 ч была подвергнута комплексной обработке (УЗУ (5 мин) + КИБ) без восстановления характеристик поверхностного слоя виброполированием для получения сравнительных данных. Также была испытана партия лопаток после ультразвукового упрочнения (5 мин) с последующим нанесением покрытия на верхнюю половину пера, соответственно серийной технологии.

Анализ результатов испытаний на усталость табл. 1) показал, что наиболее высокие параметры выносливости обеспечивает УЗУ (5 мин) + КИБ: $\bar{\sigma}_{-1} = 654$ МПа. Для сравнения, напыление TiN лопаток после виброполирования обеспечивает получение более низких параметров выносливости: $\bar{\sigma}_{-1} = 590$ МПа, но несколько выше, чем после напыления верхней половины пера. В этом случае усталостные трещины зарождались ниже напыленного слоя. Следует отметить, что в этом случае наблюдается наибольшее рассеяние σ_{-1} : $v = 0,10$ (коэффициент вариации).

Упрочнение лопаток при продолжительности 10 мин дает более низкие результаты из-за перенаклепа кромок и разупрочнения напыленного слоя. Применение УЗУ без восстановления параметров поверхностного слоя виброполированием также не дало положительных результатов.

Для исследования закономерностей упруго-пластического 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, высокая точность измерения КЭИ; возможность варьирования параметрами режима нагружения в процессе испытаний.

Условный предел текучести приповерхностного слоя определяли графическим способом по кривой в координатах "напряжение-деформация" с допуском на остаточную пластическую деформацию 0,02 %.

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

Таблица 2 – Усредненные значения предела текучести

Как видно из табл. 2, наибольшие значения усредненного предела текучести, измеренные методом кинетического индентирования, получены при комплексном упрочнении пера лопатки.

Остаточные напряжения определяли механическим методом – измерение прогиба консолидно закрепленного образца, вырезанного из лопатки электроэрозионным методом, при последовательном снятии слоев металла электролитическим полированием на приборе ПИОН-2. Для определения знака и характера распределения остаточных напряжений в поверхностном слое пера лопаток после различных операций отделочно-упрочняющей обработки и ионно-плазменного азотирования исследовали образцы, вырезанные со стороны входной кромки и на расстоянии 5 мм от выходной кромки (примерно посередине пера) размером 50×8 мм.

Для оценки влияния методов отделочно-упрочняющей и комплексной обработки на характер формирования остаточного напряженного состояния поверхностного слоя лопаток I ступ. компрессора сплава из VT8M были получены эпюры остаточных напряжений механическим методом (рис. 1.....3).

Эпюры построены по средним значениям величин остаточных напряжений, измеренных на трех лопатках, обработанных одним из финишных методов.

Из рис. 1 видно, что нанесение покрытия на виброполированную поверхность привело к увеличению уровня сжимающих напряжений у поверхности с 370 до 580 МПа.

Вероятно, это вызвано тем, что покрытие TiN имеет значительно больший удельный объем чем у сердцевин лопатки, и даже по сравнению с пластически деформированным поверхностным слоем.

Известно, что сжимающие остаточные напряжения образуются при деформационном упрочнении за счет увеличения удельного объема поверхностного наклепанного слоя, который стремится увеличить размеры по отношению к упруго-деформированной сердцевине, которая оказывает силовое воздействие на упрочненный материал.

Более интенсивное силовое взаимодействие с сердцевинной происходит в поверхностном слое пера лопатки при нанесении покрытия. Более высокий уровень сжимающих напряжений в лопат-

ках с покрытием по сравнению с ультразвуковым упрочнением объясняется его малой толщиной (4-5 мкм) – после УЗУ (10 мин) глубина упрочненного слоя достигает 110 мкм.

После УЗУ в течение 5 мин уровень сжимающих напряжений у поверхности увеличивается с 370 МПа (ВП) до 520 МПа, а глубина залегания с 25 до 40 мкм; после УЗУ (10 мин) – до 430 МПа и 110 мкм соответственно.

Последующее напыление КИБ повышает уровень сжимающих напряжений у поверхности до 720-660 МПа, что значительно выше, чем после ВП+КИБ. При этом глубина залегания напряжений практически не меняется.

Характерно, что ультразвуковое упрочнение покрытия привело к снижению уровня сжимающих напряжений до 660 МПа – УЗУ (5 мин) и 550 МПа – УЗУ (10 мин) и незначительному уменьшению глубины залегания.

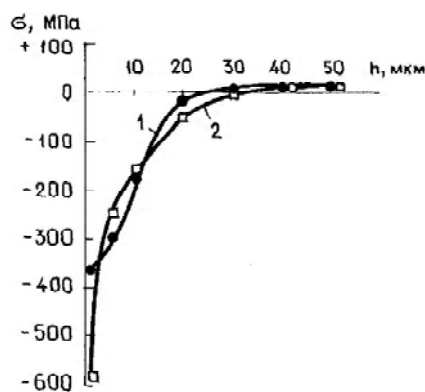


Рис. 1. Эпюры распределения остаточных напряжений после: 1 – ВП; 2 – ВП + КИБ

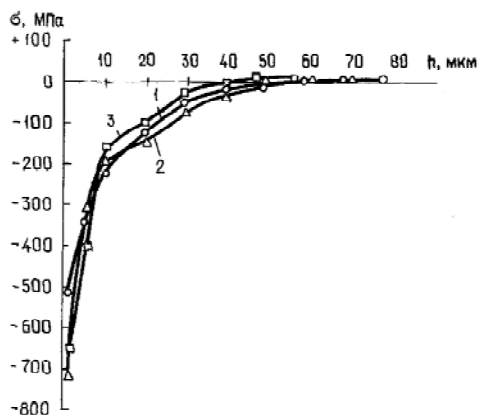


Рис. 2. Эпюры распределения остаточных напряжений после: 1 – УЗУ (5 мин); 2 – УЗУ (5 мин) + КИБ; 3 – КИБ + УЗУ (5 мин)

Рис. 3. Эпюры распределения остаточных напряжений после: 1 – УЗУ (10 мин); 2 – УЗУ (10 мин) + КИБ; 3 – КИБ + УЗУ (10 мин)

Выводы

Испытания на усталость лопаток после комплексной обработки (УЗУ+КИБ) за счёт образования благоприятного сочетания характеристик поверхностного слоя приводит к значительному повышению сопротивления усталости. Предел выносливости σ_{-1} после комплексной обработки увеличивается с 616 МПа (серийные лопатки-ВП+КИБ верхней половины пера) до 654 МПа.

Исследования характеристик приповерхностных слоев кинетическим индентированием показало значительное повышение условного предела текучести после всех видов упрочняющей обработки. Так после комплексных видов обработки условный предел текучести увеличился с 1050 до 1475-1550 МПа.

Исследования остаточного напряженного состояния приповерхностного слоя показали, что после УЗУ (5 мин) уровень сжимающих напряжений увеличивается с 370 МПа (ВП) до 520 МПа. Последующее нанесение покрытия TiN повышает уровень сжимающих напряжений до 720 МПа.

Список литературы

1. Ляшенко Б.А. Несущая способность материалов и конструктивных элементов с защитными покрытиями в экстремальных условиях эксплуатации: Автореф. дис-и докт. техн. наук. – Киев, 1976. – 55 с.
2. Методы испытания и контроля исследования машиностроительных материалов / Под общ. ред. А. Т. Туманова. – М.: Машиностроение, 1974. – Т. 1. – 320 с.
3. Богуслаев В.А., Жеманюк П.Д., Яценко В.К. и др. Формирование характеристик поверхностного слоя лопаток компрессора комплексной обработкой/Вестник двигателестроения, 2003. – №1. – С. 41-46.
4. Скубачевский Г.С. Авиационные газотурбинные двигатели. – М.: Машиностроение, 1981. –

- 368с.
5. Серпецкий Б.А., Лоскутов С.В., Левитин В.В. и др. Повышение точности и производительности рентгенодифрактометрических измерений макроскопических напряжений //Заводская лаборатория. Диагностика материалов. Физи-

ческие методы исследования и контроля, 1998. – № 3 – С. 28-31.

Поступила в редакцию 30.06.2006 г.

В статті розглянуто вплив комплексної обробки (іонно-плазмового покриття TiN та ультразвукового зміцнення кульками) на опір втомі та формування остаточних напружень лопаток компресора із сплаву BT8M.

The article considers the influence of complex treatment (ion-plasma TiN coating with titanium nitride and ultrasonic shot blast hardening) on resistance to fatigue and occurrence of residual stresses in compressor blades made from BT8M alloy.

УДК 621.357.7

А. В. Титов, С. В. Мозговой, А. Я. Качан

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА АЛМАЗНОГО ВЫГЛАЖИВАНИЯ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ СИСТЕМЫ ANSYS

Выполнено моделирование упругопластического процесса алмазного выглаживания с использованием системы CAD/CAE ANSYS. На основе созданной модели проанализировано напряженно-деформированное состояние процесса и распределение остаточных напряжений.

Повышение надежности и ресурса изделий является важнейшей задачей современного машиностроения. Эти эксплуатационные характеристики определяют в целом эффективность таких изделий машиностроения, как авиационные летательные аппараты и двигатели, автомобили, сельскохозяйственная техника, комплектующие изделий машиностроения (штуков, вкладышей, цилиндров) и других изделий. Работоспособность и надежность машин, их эксплуатационные качества в значительной степени зависят от качества поверхностей деталей [1], которое достигается на финишных операциях изготовления.

Одной из наиболее широко применяемых финишных операций обработки деталей ГТД, реализующей метод поверхностного пластического деформирования, является алмазное выглаживание. В результате правильного использования этого процесса снижается шероховатость поверхности, повышается ее микротвердость и износостойкость, формируются сжимающие остаточные напряжения в приповерхностном слое, т.е. обеспечивается необходимое качество поверхности деталей.

Формирование поверхностного слоя при алмазном выглаживании происходит вследствие пластической деформации обрабатываемой поверхности. Под действием радиальной силы, действующей на поверхность контакта инструмента с деталью, возникают контактные давления (рис. 1). Под их действием возникает пластическая деформация тонких поверхностных слоев. Наряду с нормальными деформациями, которые определяют изменение размеров детали, возникают дополнительные сдвиговые деформации, величина которых может исчисляться сотнями процентов. Деформации, которые возникают в зоне контакта деформирующего инструмента с обрабатываемым металлом, формируют поверхностный слой, который определяет качество обрабатываемой поверхности (шероховатость, упрочнение, остаточные напряжения, износостойкость, обрабатываемость и т.д.). При пластической деформации поверхностный слой приобретает специфическое волокнистое строение (текстуру), исходная кристаллическая решетка искажается, зерна дробятся.

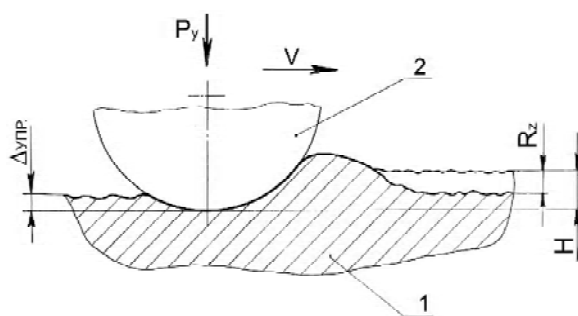


Рис. 1. Схема процесса алмазного выглаживания: P_y – усилие вдавливания инструмента, V – скорость движения инструмента, R_z – величина исходной шероховатости, H – глубина вдавливания индентора, $\Delta_{упр}$ – глубина упрочненного слоя

При значительных деформациях могут возникнуть нарушения сплошности, надрывы, разрушения и другие явления, нежелательные с точки зрения прочности и износостойкости деталей. В связи с этим важно иметь сведения о влиянии различных режимов деформирующего воздействия выглаживания на качество поверхностного слоя обработанных деталей.

Анализ напряженно-деформированного состояния (НДС) деформируемого металла в процессе выглаживания выполнен с использованием CAD/CAE системы ANSYS, который является универсальным, так называемым "тяжелым", конечноэлементным пакетом. Аналитические возможности программного комплекса позволяют решать эти задачи, используя при этом как трехмерную постановку задачи, так и плоскую, до которых можно упростить задачу в силу симметричности или других допущений.

Для моделирования процесса алмазного выглаживания в системе ANSYS было сделано ряд допущений:

1. В ходе конечно-элементного анализа деталь рассматривалась как бесконечная пластина, т.е. её размеры были другого порядка малости по срав-

нению с размерами инструмента;

2. В качестве инструмента использован сферический индентор, который считался абсолютно твердым;

3. В силу симметрии рассматривалась плоская осесимметричная задача;

4. Процесс алмазного выглаживания является динамическим, а поэтому при моделировании для упрощения постановки решалась квазидинамическая задача, т.е. в статической постановке инструменту задавалась не скорость, а перемещение.

В расчете пластине задавались свойства стали Х12НМБФШ (модуль упругости $E = 2 \cdot 10^5$ МПа, коэффициент Пуассона $\mu = 0,3$, $\sigma_{0,2} = 512,2$ МПа, $\sigma_b = 826,83$ МПа), которая используется для изготовления валов ГТД.

Расчетная схема моделируемого процесса приведена на рис. 2.

Было принято, что процесс алмазного выглажи-

вания состоит из двух этапов:

- внедрение сферического индентора на глубину h (рис. 2, б);

- движение (перемещение) его вдоль поверхности детали (рис. 2, в).

При моделировании движение реализуется посредством задания сферическому индентору перемещения U_x . Трение в зоне контакта задаётся коэффициентом трения μ_0 .

Для увеличения точности расчета напряжений в приповерхностном слое и уменьшения времени расчета разбивка пластины на КЭ проводилась таким образом, что их наименьшая величина была на поверхностном слое в зоне контакта (рис. 3). Для конечно-элементного анализа был выбран следующий конечный элемент для пластины – плоский восьмиузловой VISCO108-2-D 8-Node Large Strain Solid (рис. 4), имеющий три степени свободы и обладающий хорошей пластичностью, сверхупругостью и выдерживающий большие степени деформаций, а контактная поверхность между пластиной и инструментом состоит из контактных элементов второго порядка TARGE169 (Target Surface Element) и CONTA172, представленных в системе ANSYS [2]. Коэффициент трения между поверхностями принят равным $\mu_0 = 0,05$.

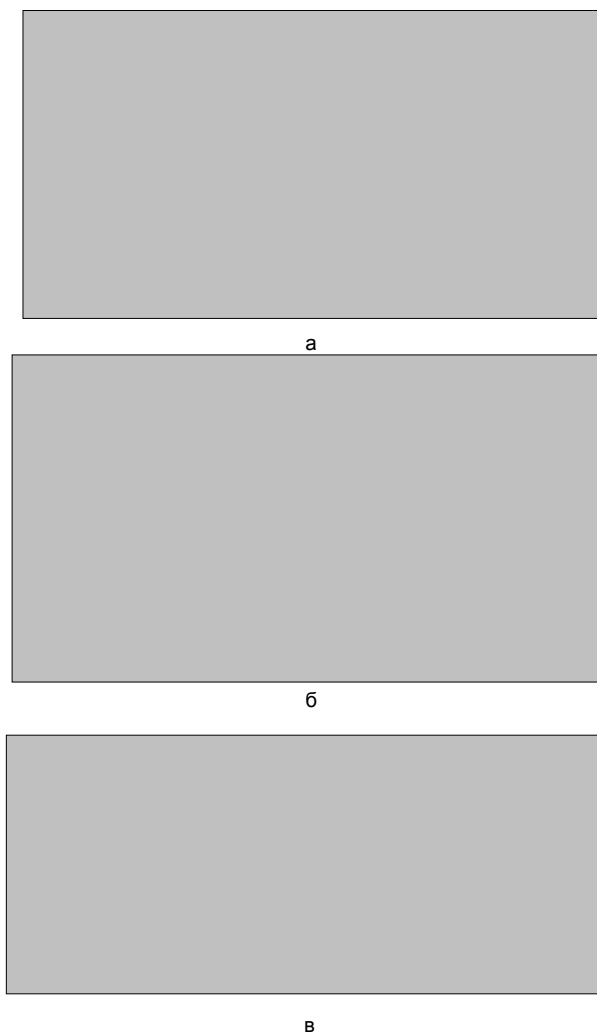


Рис. 2. Расчетная схема моделируемого процесса: а – до внедрения алмазного индентора в поверхность детали; б – внедрение на глубину h ; в – движение алмазного наконечника вдоль поверхности заготовки

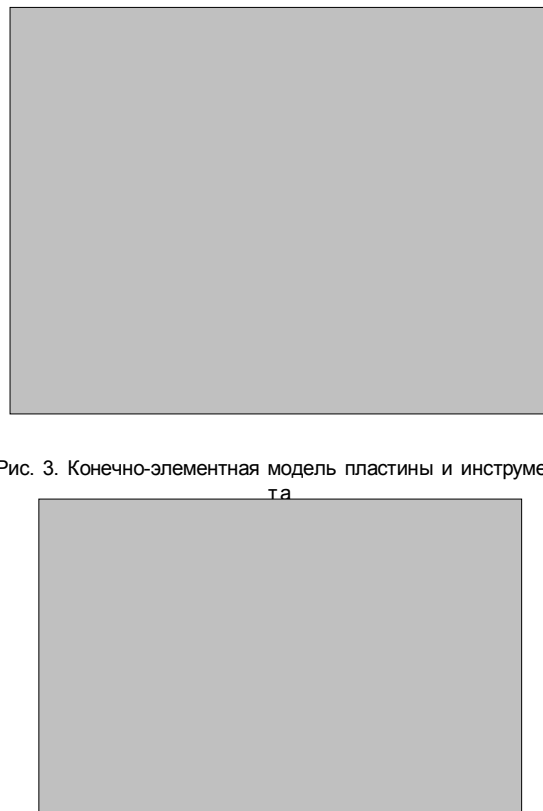


Рис. 3. Конечно-элементная модель пластины и инструмента

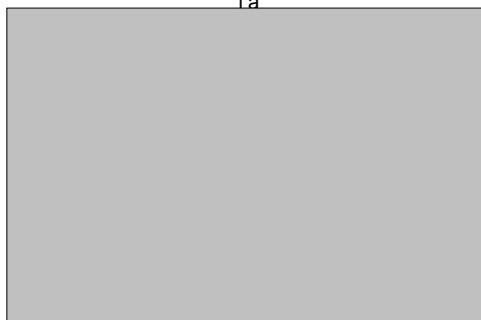


Рис. 4. Плоский восьмиузловой конечный элемент VISCO108 - 2-D 8-Node Large Strain Solid

Следующим этапом являлось задание граничных условий. Ограничения по степеням свободы задаем в соответствии с принятой расчетной схемой (см. рис. 2). Для всех узлов нижней поверхности пластины задаем ограничение по всем степеням свободы, что соответствует консольному закреплению. Поскольку моделируемый процесс состоит из двух этапов: внедрение сферического индентора в поверхность пластины и последующее движение его вдоль поверхности, то первым шагом нагружения назначается перемещение индентора на глубину $H = 0,008$ мм. После внедрения индентора производят деформирование поверхностного слоя пластины за счет суммированного перемещения U_x . В соответствии с допущением об абсолютной жесткости сферы, задаем одинаковые перемещения всем узлам, которые принадлежат ей. После прохождения индентора в сечении материала заготовки рассчитывалась разгрузка для определения остаточных напряжений.

Анализ распределения напряжений и деформаций производился как при активном действии силы, так и при снятии нагрузки.

На рис. 5 представлено распределение изолиний интенсивности деформаций и напряжений для первого этапа решения задачи – расчета процесса вдавливания сферического индентора в полуплоскость (заготовку) в приповерхностном слое толщиной 1 мм.

На рис. 6 и 7 представлены графики распределения соответственно действующих и остаточных напряжений в приповерхностном слое толщиной 1 мм.

Это решение позволило сопоставить полученные ранее результаты с результатами, опубликованными другими авторами [3, 4].

Сравнение результатов качественно подтверждает характер распределения компонент интенсивности напряжений и деформаций под нагрузкой и после разгрузки, а также количественно по величине напряжений и относительной глубине распространения деформаций в зависимости от глубины внедрения жесткого сферического индентора.

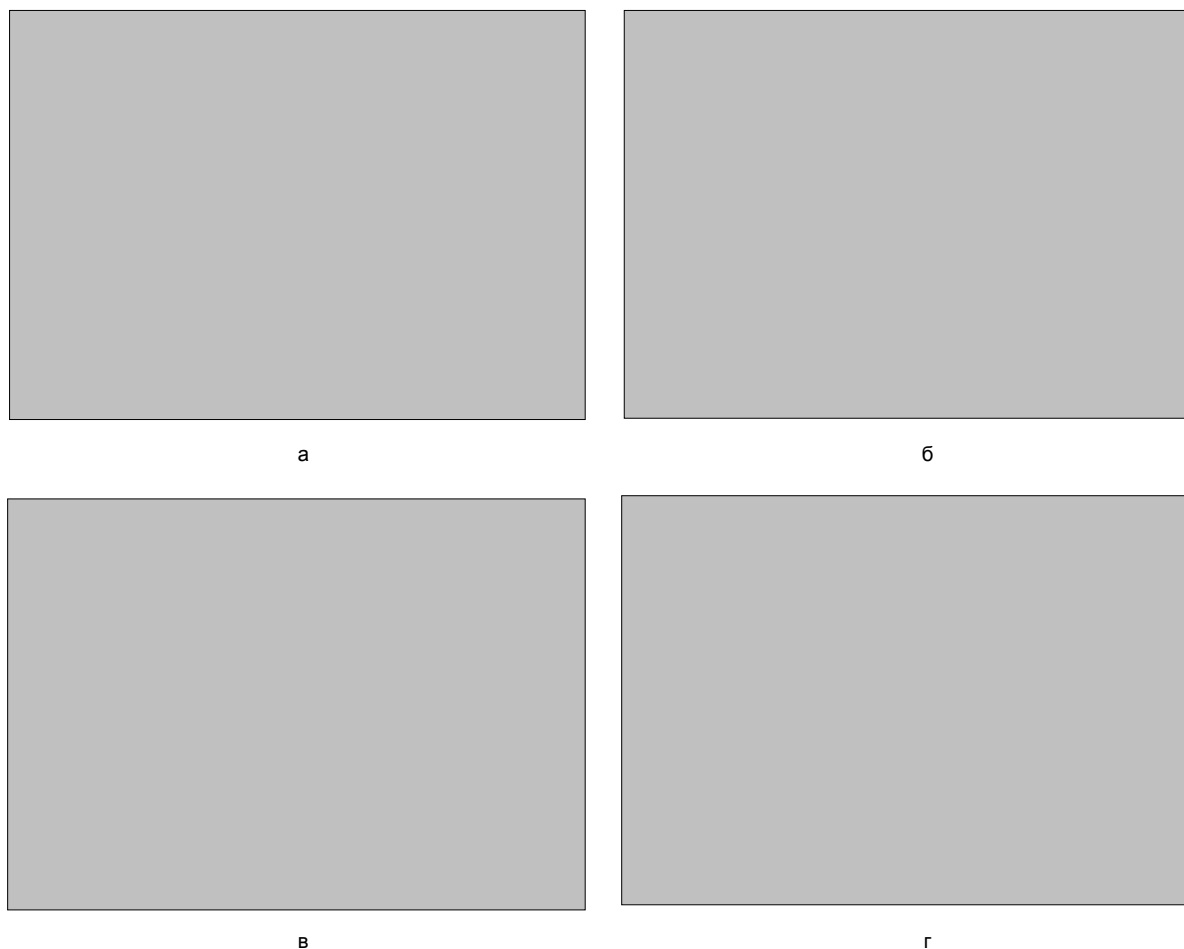
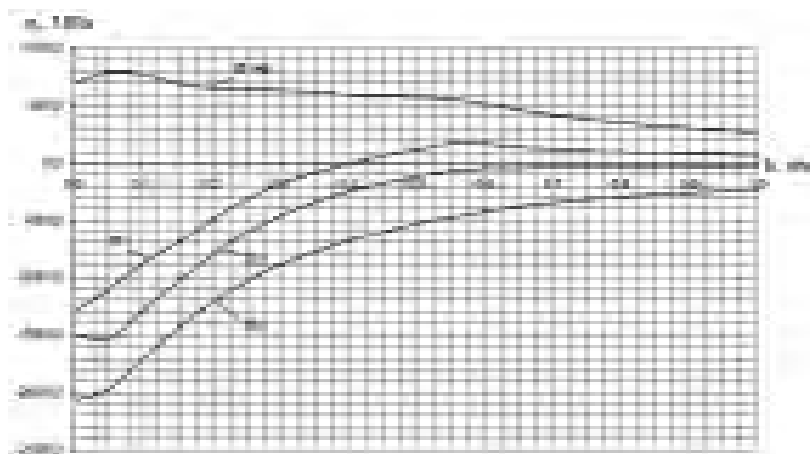
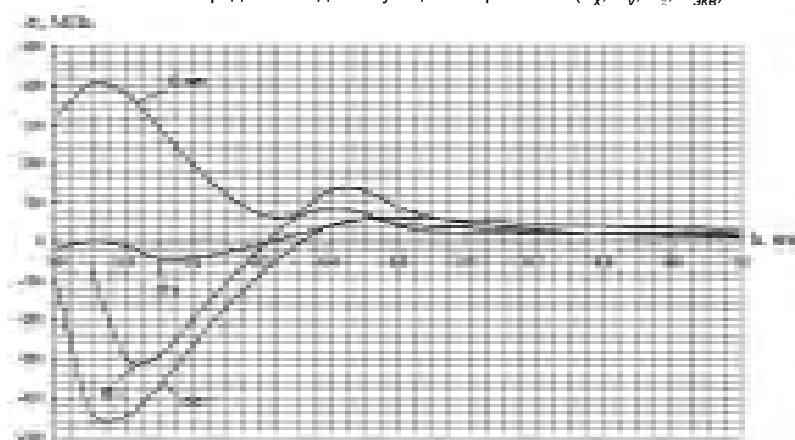


Рис. 5. Распределение изолиний интенсивности напряжений и деформаций на первом этапе решения задачи - вдавливание сферического индентора в полуплоскость: а, б – напряжений; в, г – деформаций; а, в – под нагрузкой; б, г – остаточные после разгрузки

Рис. 6. Распределение действующих напряжений (σ_x , σ_y , σ_z , $\sigma_{экв}$)Рис. 7. Распределение остаточных напряжений (σ_x , σ_y , σ_z , $\sigma_{экв}$)

Количественную оценку аналитического расчета внедрения алмазного сферического наконечника в полуплоскость провели для материала Х12НМБФШ для экспериментальных и расчетных данных работы [4].

Взаимную погрешность вычислений можно объяснить погрешностями аппроксимации диаграммы упрочнения материала и возможностями конечно-элементной разбивки деформируемой области. В системе ANSYS использована реальная диаграмма упрочнения, заданная таблично. Поэтому можно предположить, что она уточняет расчет по кривой 2, поскольку в нем принята аппроксимированная диаграмма упрочнения, имеющая свою погрешность аппроксимации [5].

При этом взаимная погрешность вычислений в области малых и больших глубин внедрения инструмента не превышает 15-18 %, а в области рабочих глубин внедрения наконечника при алмазном выглаживании по существующей технологии – не превышает 10-12 %.

Анализ поля распределения деформаций (см. рис. 5) также показал, что глубина распространения деформаций для рассматриваемых методов практически совпадает. При этом расчет ANSYS

дает значения так же как и МКЭ [4] близкие к верхнему пределу области значений, полученных аналитически.

Это позволяет сделать заключение о достоверности расчетных данных и корректности поставленной задачи в системе ANSYS, а также предположить, что последующие результаты расчета второго этапа тоже достоверны.

На рис. 8-9 представлены результаты расчета процесса в квазидинамической постановке и показаны изолинии распределения компонент тензора активных напряжений (σ_x , σ_y , σ_z , σ_{xy}) и эквивалентного напряжения $\sigma_{экв}$ в процессе нагружения.

Анализ распределения эквивалентных напряжений под нагрузкой показывает, что при движении индентора вдоль поверхности заготовки ось симметрии эпюры распределения напряжений поворачивается на некоторый угол β по отношению к оси для статического вдавливания сферического индентора (рис. 8). Поворот оси осуществляется в направлении движения заготовки. Это, по-видимому, объясняется изменением формы площадки контакта индентора с заготовкой.

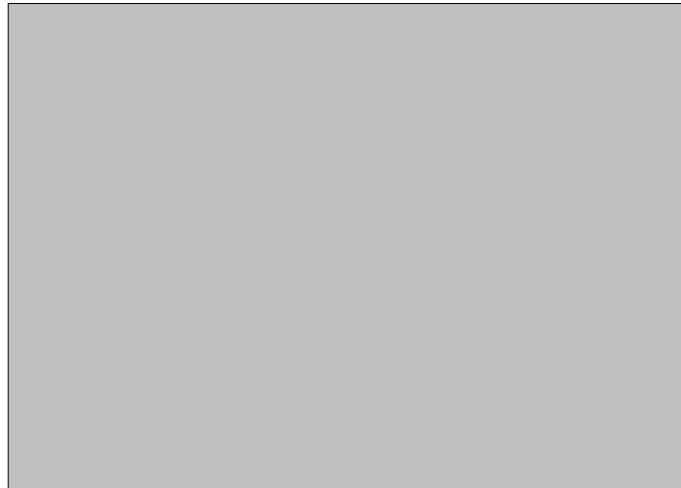
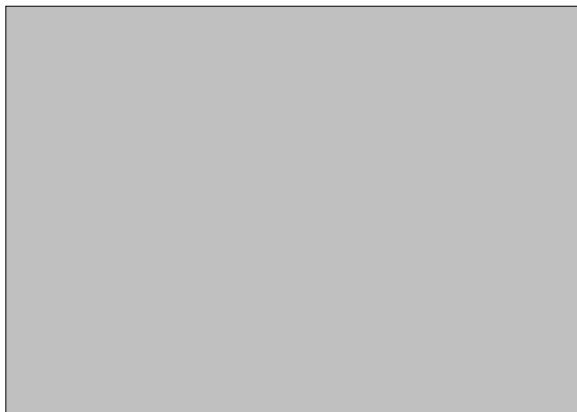
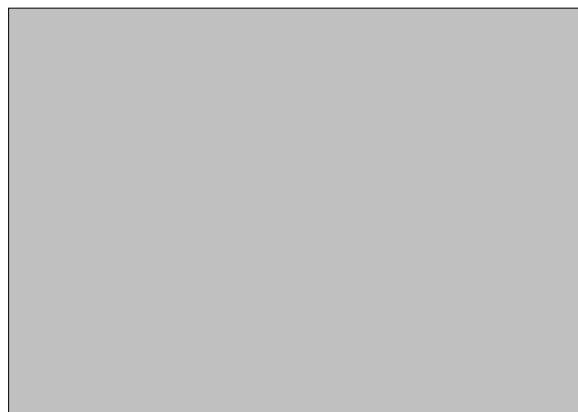


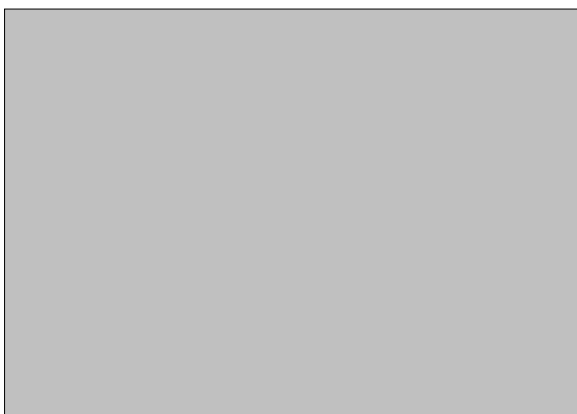
Рис. 8. Распределение напряжений $\sigma_{экв}$ в образце под нагрузкой



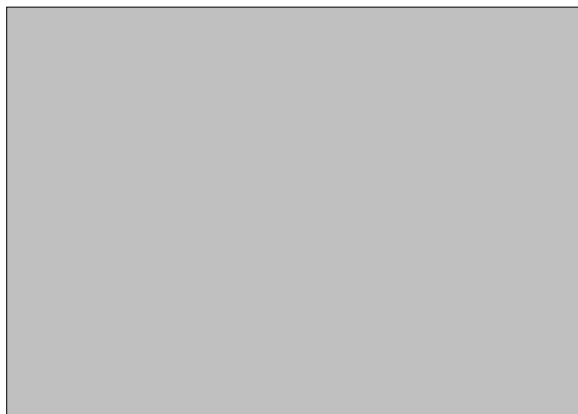
а



б



в



г

Рис. 9. Изолинии компонент напряжений в процессе нагружения при выглаживании:

а – σ_x , б – σ_y , в – σ_z , г – τ_{xy}

Обращают внимание высокая величина сдвиговых напряжений τ_{xy} в направлении движения инструмента, которые создают сдвиг в приповерхностном слое до 0,3-0,4 мм. Напряжения сдвига τ_{xy} в зоне контакта меняют знак под индентором на противоположный перед индентором. Их вели-

чина зависит от коэффициента трения между заготовкой и инструментом.

На рис. 10 и рис. 11 соответственно показаны изолинии распределения компонент тензора остаточных напряжений (σ_x , σ_y , σ_z , σ_{xy}) и эквивалентного напряжения $\sigma_{экв}$.

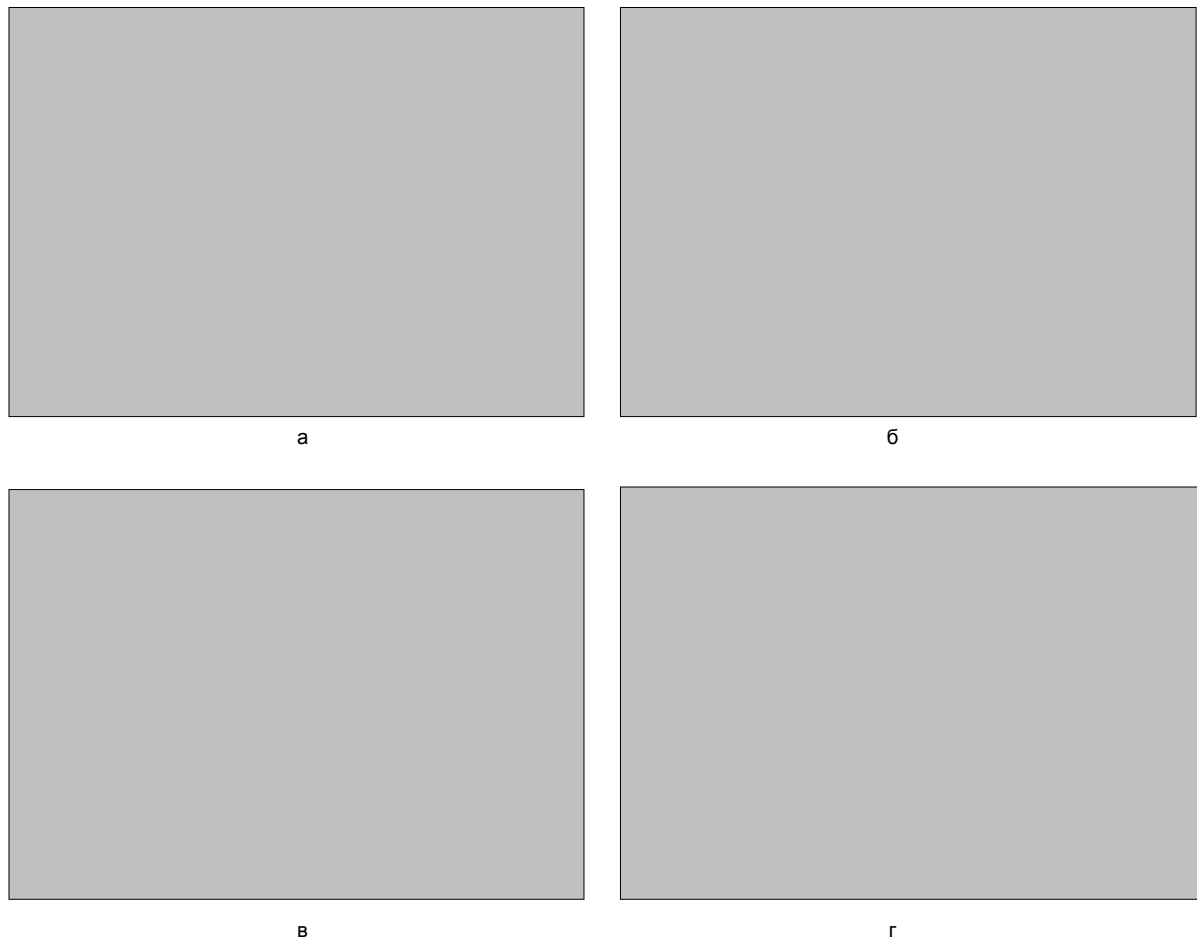


Рис. 10. Изолинии компонент остаточных напряжений после разгрузки при выглаживании:
а – σ_x , б – σ_y , в – σ_z , г – τ_{xy}

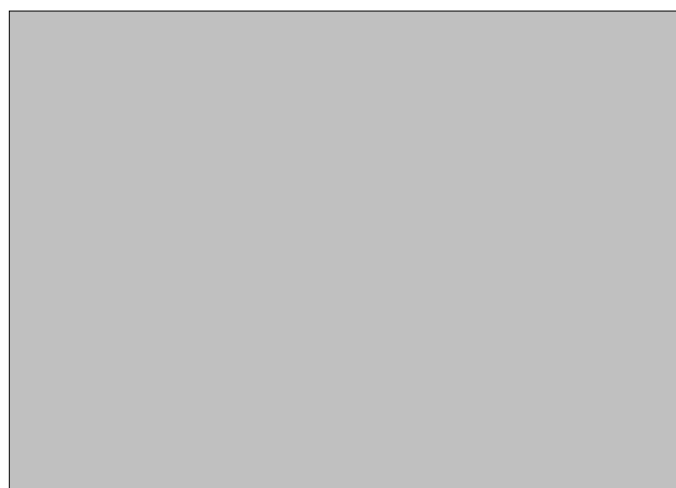
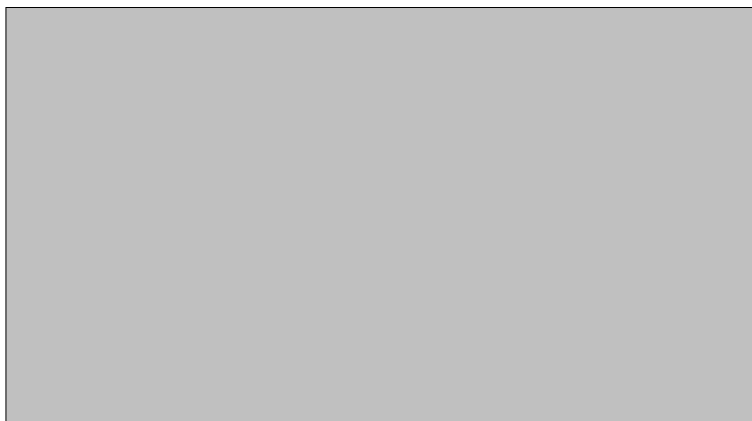
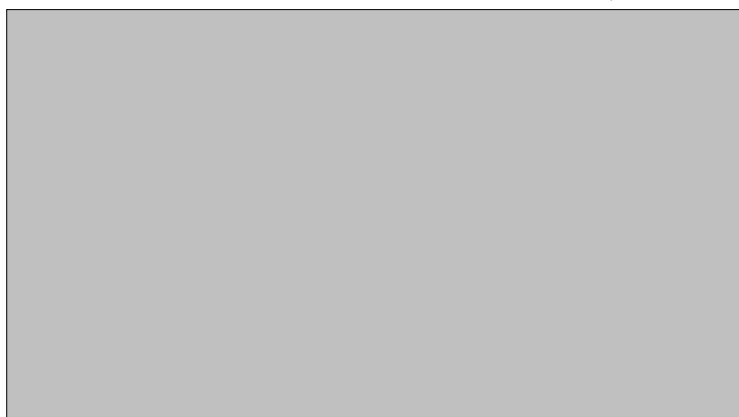


Рис. 11. Распределение напряжений $\sigma_{эке}$ в образце после разгрузки

Остаточные напряжения распределены вдоль обработанной поверхности заготовки. Установлено, что остаточные напряжения σ_x , σ_z в приповерхностном слое толщиной до 0,4 мм являются сжи-

мающими. Максимальная величина сжимающих напряжений составляет 500-600 МПа и расположена на глубине 0,075.....0,15 мм от поверхности заготовки (рис. 14).

Рис. 12. Распределение действующих напряжений (σ_x , σ_y , σ_z , $\sigma_{экв}$)Рис. 13. Распределение остаточных напряжений (σ_x , σ_y , σ_z , $\sigma_{экв}$)

Выводы

Разработана и обоснована уточненная модель расчета с использованием системы CAD/CAE ANSYS, позволяющая определять все компоненты тензора действующих и остаточных напряжений.

Использование разработанной модели расчета позволяет прогнозировать свойства поверхностного слоя обработанных материалов и технологические параметры различных процессов выглаживания деталей.

Список литературы

1. Богуслаев В.А., Яценко В.К., Притченко В.Ф. Технологическое обеспечение и прогнозирование несущей способности деталей ГТД. – К.: Манускрипт, 1993. – 333 с.
2. ANSYS Analysis Guide. Structural Analysis Guide. Chapter 8. Nonlinear structural analysis. 001087. 4th Edition. SAS IP®.
3. Дрозд М.С., Матлин М.М., Сидякин Ю.И. Инженерные расчеты упругопластической контактной деформации. – М.: Машиностроение, 1986. – 224 с.
4. Мозговой В.Ф., Качан А.Я., Титов В.А. и др. Оценка оптимизированных технологических параметров процесса алмазного выглаживания при изготовлении валов ГТД // Технологические системы, 2001. – № 5(11). – С. 78-85.
5. Титов В.А., Огурек О.Н. К вопросу об оценке влияния погрешностей аппроксимации кривых упрочнений при определении полной работы деформирования в ОМД // Сб. материалов Х НТК молодых ученых и специалистов. Общая технология, М., НИАТ, 1981. – С. 79-82.
6. Гребеников А.Г., Светличный С.П., Король В.Н., Анпилов В.Н. Анализ напряженно-деформированного состояния авиационных конструкций с помощью системы ANSYS. – Учеб. пособие. Ч. 1 – Харьков: НАУ "ХАИ", CADFEM GmbH, АНТО "КНХ", 2002. – 310 с.

Поступила в редакцию 04.07.2006 г.

Виконано моделювання упругопластичного процесу алмазного вигладжування з використанням системи CAD/CAE ANSYS. На основі отриманої моделі проаналізовано напружено-деформований стан процесу та розподіл залишкових напружень.

The modeling of elastoplastic process of diamond burnishing by CAD/CAE ANSYS is carried out. On the base of received model the strain-deformed conditions and residual stress was analyzed.

УДК 621.791.764

В. А. Поклад, Н. И. Шаронова, В. А. Гейкин

ВОССТАНОВЛЕНИЕ ОТВЕТСТВЕННЫХ КОНСТРУКЦИЙ ГТД МЕТОДОМ ЭЛЕКТРОННО-ЛУЧЕВОЙ НАПЛАВКИ

Разработан новый технологический процесс восстановления гребешков лабиринтных уплотнений роторов компрессоров газотурбинных двигателей ДР-59Л, ДЖ-59 методом электронно-лучевой наплавки и последующей механической обработки.

Тяжелые условия работы промышленных энергетических установок приводят к тому, что в процессе эксплуатации в ряде мест возникают поверхностные дефекты различного типа. К таким дефектам относится износ рабочих поверхностей лабиринтных уплотнений на барабанах роторов компрессоров газотурбинных двигателей (ГТД). КПД компрессора и турбины в значительной степени зависят от эффективности работы лабиринтных уплотнений. В настоящее время с усложнением конструкций ГТД стоимость изготовления многих узлов и деталей резко увеличивается и выполнение ремонта методом замены изношенных деталей новыми становится экономически невыгодным. Для улучшения экономических показателей ремонта двигателей более целесообразно восстанавливать дефектные детали для дальнейшего их использования.

Основным эксплуатационным дефектом промышленных газотурбинных установок типа ДР-59Л и ДЖ-59, широко применяемых для перекачки газа, является износ гребешков лабиринтных уплотнений, величина которого может достигать 0,5–2,5 мм. В процессе эксплуатации возможны экстремальные случаи, которые приводят к полному износу гребешков. Практика показывает, что при незначительном износе гребешков (менее 0,5 мм) целесообразно полученный зазор между трущимися деталями устранять за счет увеличения конструктивного размера (высоты) уплотнительных элементов, расположенных на статоре компрессора. В случае увеличения износа гребешков лабиринтных уплотнений более 0,5 мм необходимо производить работы по восстановлению их конструктивных размеров методами сварки и наплавки.

В связи с тем, что барабаны роторов с гребешками лабиринтных уплотнений изделий ДР-59Л, ДЖ-59 могут изготавливаться как из ферритно-мартенситной стали ЭИ 961, так и из дисперсионно-твердеющего никелевого сплава ЭИ 437 Б, особые требования предъявляются к способам сварки и наплавки, которые должны обеспечить минимальную зону термического влияния, низкий уровень остаточных напряжений и деформаций барабана компрессора при сохранении высоких эксплуатационных характеристик.

По условиям технического задания восстановление геометрических размеров гребешков лабиринтных уплотнений должно осуществляться без разборки ротора, при этом вес барабана ротора КВД составляет 425 кг, КНД – 750 кг. Кроме того, на барабан ротора толщиной 4 мм необходимо наплавить полосы металла шириной 18 мм, толщиной 6 мм, с минимальным уровнем остаточных напряжений и деформаций без предварительной разборки собранного на штифтах ротора с окончательно обработанными поверхностями и подшипниками.

Анализ публикаций за последние 20 лет показал, что применяются различные методы для восстановления деталей и узлов, изношенных в процессе эксплуатации в зависимости от типа дефектов. Однако в данном случае все они оказались неприемлемыми, т.к. приводили к значительным деформациям ротора. Учитывая выше изложенное, при разработке технологии восстановления гребешков лабиринтных уплотнений роторов компрессоров изделий ДР-59Л и ДЖ-59 был принят за основу способ электронно-лучевой наплавки.

Задача разрабатываемого способа заключалась в упрощении технологии наплавки, снижении уровня остаточных сварочных напряжений в изделии при обеспечении требуемых служебных характеристик. Способ ремонта гребешков лабиринтных уплотнений состоял из следующих этапов: подготовка поверхности детали, восстановление заданных геометрических параметров детали с использованием наплавки присадочного материала, а также окончательная механическая обработка.

Экспериментальные работы по наплавке проводились на установке ЭЛУ-20, укомплектованной энергетическим блоком БЭП-60/15К. Наплавку слоя присадочного материала осуществляли с помощью системы управления электронным лучом, которая обеспечивает статическое отклонение луча и динамическое сканирование по выбранной траектории с заданной частотой и амплитудой. Развертка луча осуществлялась специально сконструированной для этой работы системой.

На отдельных натурных дисках роторов, взятых после эксплуатации, отрабатывалась технология наплавки. Критериями оценки качества наплавлен-

ного слоя металла служили: металлографический анализ с целью выявления дефектов и одновременный замер микротвердости по зонам; замер остаточных напряжений в дисках роторов после наплавки для определения оптимальной глубины проплавления основного металла и, соответственно, достижения баланса между прочностью наплавки и деформацией изделия; изучение прочностных свойств.

Металлографический анализ наплавленных слоев показал, что структура основного металла и наплавки плотная, без видимых дефектов и соответствует требованиям технического задания. Величина микротвердости находилась на уровне твердости основного металла, что необходимо для последующей нарезки гребешков.

Для проведения прочностных исследований была произведена наплавка, изготовлены образцы, разработана и изготовлена специальная оснастка, которая позволила провести испытания образцов на кратковременную прочность. Во всех случаях разрушение происходило по основному металлу.

Таким образом, был разработан эффективный способ восстановления гребешков лабиринтных уплотнений роторов компрессоров, обеспечивающий необходимый уровень механических свойств, что позволило перейти к восстановлению натурных роторов с последующим проведением стендовых испытаний.

Под наплавку гребешков лабиринтных уплотнений был поставлен ротор КВД изделия ДР-59Л. Визуальным осмотром узла было установлено, что наибольшие повреждения имелись на поверхности барабана между дисками 1-й и 2-й ступеней, 2-й и 3-й ступеней и передней цапфы, где были полностью срезаны гребешки лабиринтных уплотнений, а также наблюдалось глубокое врезание в основной материал ротора (до 1,6 мм); сравнительно небольшое занижение диаметра от номинального отмечено между дисками 7-й и 8-й ступеней, где были частично срезаны гребешки и имелись врезания в основной материал до 0,8 мм; по осталь-

ным поверхностям износ гребешков составил от 50 % до 80 %.

Для фиксации геометрических размеров изделия в процессе ремонта была спроектирована и изготовлена специальная оснастка, позволяющая обеспечить величину предельных отклонений между дисками барабана ротора в соответствии с предъявляемыми требованиями и не превышающую 1,2.....1,5 мм. После восстановления поврежденного слоя металла были нарезаны гребешки лабиринтных уплотнений.

Контроль качества отремонтированных поверхностей включал: визуальный осмотр; проверку геометрических размеров гребешков; радиографический контроль; цветную дефектоскопию, – и подтвердил требуемый уровень качества наплавленного металла. Восстановленные барабаны роторов КНД и КВД успешно выдержали длительные испытания в составе технологического двигателя. По предложенной технологии было восстановлено 10 барабанов роторов КВД и 2 – КНД, эксплуатация которых показала их надежную работу в составе двигателей ДР-59Л и ДЖ-59. На разработанный способ восстановления поверхностей получен патент на изобретение.

Внедрение технологического процесса восстановления гребешков лабиринтных уплотнений методом электронно-лучевой наплавки позволило продлить ресурс работы роторов КВД и КНД промышленных двигателей типа ДР-59Л и ДЖ-59 в 1,4.....1,5 раза, а также снизить трудоемкость их ремонта.

Поступила в редакцию 12.06.2006 г.

Розроблено новий технологічний процес відновлення гребінців лабиринтних ущільнень роторів компресорів газотурбінних двигунів ДР-59Л, ДЖ-59 методом електронно-променевої наплавки і подальшої механічної обробки.

A new technological process is proposed for the rehabilitation of the labyrinth seal scallops for compressor rotors of ДР-59Л, ДЖ-59 gas-turbine engines using electron-beam deposition with subsequent machining.

УДК 629.7.036

В. А. Леонтьев, С. Д. Зиличихис, Э. В. Кондратюк, В. Е. Замковой

ВОССТАНОВЛЕНИЕ РАБОТОСПОСОБНОСТИ ГТД С ПРИМЕНЕНИЕМ НОВЫХ ТЕХНОЛОГИЙ И МАТЕРИАЛОВ

В статье рассмотрены вопросы ремонта деталей газотурбинных двигателей, позволяющие восстанавливать не только геометрию детали, но и обеспечивающие необходимые эксплуатационные качества с применением современных материалов и технологических процессов.

В процессе эксплуатации двигателя подвергаются воздействию двух противоположных по характеру влияния процессов – изнашиванию и восстановлению, которые, в конечном счете, определяют техническое состояние и работо-способность двигателя. Вследствие изнашивания сопряженных деталей, старения материалов, нарушения процесса регулировок и различных эксплуатационных повреждений происходит постепенное или скачкообразное ухудшение технического состояния двигателя в целом и его отдельных конструктивных элементов. С другой стороны, проведение в процессе эксплуатации различных видов технического обслуживания и ремонта поддерживает работоспособность изделия, предотвращает возникновение отказов. Характер и режимы этих двух процессов определяют длительность неработоспособного состояния двигателя, затраты труда и средств на проведение технического обслуживания и ремонтов.

При многолетнем опыте эксплуатации и ремонта ГТД проведенными статистическими исследованиями было установлено, что большинство дефектов связано с прочностью деталей, причем 42 % из них вызваны переменными нагрузками. Возникновение остальных дефектов в элементах конструкции в основном обусловлены естественными процессами механического износа, коррозии, эрозии, коксообразования и т.д., происходящими в процессе работы двигателя, а также попаданием в двигатель посторонних предметов и нарушением технических условий эксплуатации.

Наряду с эксплуатационными дефектами узлов и деталей двигателей при их ремонте выявляются еще и дефекты металлургического и технологического характера.

Поэтому существующие технологические процессы ремонта предусматривают надежное выявление повреждений существующими методами и восстановление деталей или их замену с минимальными затратами времени и материальных средств. Типовой технологический процесс ремонта двигателя в обязательном порядке предусматривает следующие основные операции:

- очистка деталей и сборочных единиц от экс-

плуатационных отложений после разборки для дефектации и проверки;

- дефектация – комплекс работ, состоящий в выявлении и характеристике дефектов, имеющихся в деталях;

- восстановление деталей – на основании конструкторской документации разрабатывается рациональный способ восстановления, обусловленный технологическими и экономическими факторами, восстановление жаростойких покрытий, а также определение необходимого запаса прочности;

- контроль отремонтированных деталей;

- комплектовка двигателей и сборочных единиц по наработке, циклам и техническому состоянию, не допуская переработки назначенного ресурса, как в часах, так и в циклах.

Из всех приведенных этапов ремонта этап восстановления наиболее трудоемкий и технически сложный.

Существуют два основных метода восстановления изношенных деталей:

- Метод ремонтных размеров, предусматривающий восстановление геометрической формы и шероховатости поверхности деталей без сохранения их первоначальных размеров.

- Метод номинальных размеров, предусматривающий восстановление изношенных деталей с восстановлением их первоначальных размеров.

Применение этих методов обуславливается наличием хорошей конструкторской или технологической базы. Зачастую технологические базы отсутствуют, а конструкторские базы под воздействием внешних сил претерпевают изменения. На восстановление конструкторских баз направлена часть первых операций ремонтного технологического процесса.

Применяемые способы и методы восстановления различны – от восстановления поверхности с применением пластических деформаций до слесарных доводочных работ.

Дальнейшая последовательность выполнения операций должна учитывать точность обработки, влияние способа ремонта на остаточную деформацию детали и совмещать воедино ряд операций по восстановлению, например, нескольких повер-

хностей одним и тем же способом.

Для успешной реализации ремонтных технологических процессов на ГП "Ивченко-Прогресс" активно внедряются новые технологии и оборудование, постоянно ведется работа по расширению ремонтпригодности деталей и узлов двигателей.

Одним из наиболее повреждаемых элементов рабочих лопаток турбины являются контактирующие поверхности верхних бандажных полок, т.к. при эксплуатации происходит износ контактных торцов, сопровождающийся высокотемпературным окислением.

Для обеспечения износостойкости контактных торцов рабочих лопаток ТВД, в первую очередь двигателя Д18-Т, совместно с Институтом металлофизики Национальной академии наук Украины (НАНУ) разработан высокотемпературный износостойкий сплав на кобальтовой основе - ХТН61.

Сплав ХТН-61 хорошо наплавляется на никелевые сплавы и образует паяные соединения, поэтому защита контактных торцов может производиться как напайкой пластин, так и непосредственной наплавкой сплава ХТН-61 с последующей механической обработкой.

Технология наплавки сплава ХТН-61 освоена на Московском машиностроительном производственном предприятии "Салют" для защиты контактных торцов рабочих лопаток ТВД двигателя Д-436 Т1.

В настоящее время для получения покрытий во внутренних полостях и в перфорационных отверстиях рабочих лопаток турбины является самым перспективным газациркуляционный метод. Он отличается простотой исполнения, а также возможностью получения многокомпонентных покрытий на наружной и внутренней поверхностях лопаток одновременно.

В условиях ГП "Ивченко-Прогресс" в сотрудничестве со специалистами ООО "Турбомет" г. Екатеринбург запущена в эксплуатацию установка для нанесения газациркуляционного покрытия на основе CrAl – ГЦП (CrAl).

ГЦП (CrAl) обеспечивает защиту поверхности охлаждающих каналов и перфорационных отверстий лопаток.

На наружную поверхность дополнительно наносится конденсационно-диффузионное покрытие СДП2 + ВСДП16.

Применение комплексного жаростойкого покрытия ГЦП (CrAl) + СДП-2 + ВСДП16 и высокотемпературного износостойкого сплава ХТН-61 для контактных торцов лопаток позволило увеличить ресурс рабочих лопаток ТВД двигателя Д18 Т до 12000 часов.

Совместно с Международным объединением Института электросварки им. О.Е. Патона НАНУ нами проводятся работы по исследованию и внедрению градиентных теплозащитных покрытий (ГТЗП) на основе диоксида циркония (ZrO_2).

Рабочие лопатки ТВД и ТНД (двигатель Д-27) с ГТЗП, нанесенным электроннолучевым методом, успешно прошли испытания.

На предприятии большое внимание уделяется технологиям очистки и подготовки поверхностей деталей под нанесение тех или иных покрытий.

В этой связи совместно с Киевским международным университетом гражданской авиации (КМУ-ГА) разработан эффективный метод очистки поверхности деталей авиационной техники - аэрозольно-гидродинамическая очистка (АГД очистка). Установка, на которой производится этот вид очистки, показана на рис. 1. Внешний вид рабочей лопатки турбины до и после АГД очистки показан на рис. 2.

АГД очистка является альтернативой существующим способам очистки, отличается высокой степенью универсальности, простотой применяемого оборудования, точностью регулирования и поддержания процесса.

АГД очистка применяется для очистки деталей авиадвигателей от высокотемпературных нагаров, коррозии, оксидных пленок, различных загрязнений с сохранением геометрических параметров; подготовки поверхности деталей под контроль методом цветной дефектоскопии ЛЮМ 1-ОВ; подготовки поверхностей под нанесение защитных покрытий.

Использование суспензий на основе природных материалов (глина) делает этот способ экологически чистым, в большинстве случаев исключает обдвку электрокорундом, что является важным для монокристаллических лопаток, т.к. резко снижается вероятность появления рекристаллизованного слоя.

В последние годы, исходя из общей ситуации на рынке авиационной техники, на нашем предприятии разработан ряд ремонтных и ремонтно-восстановительных технологий, представляющих, с нашей точки зрения, интерес для других предприятий отрасли.

В качестве примера можно привести технологию ремонта рабочих лопаток ТВД из сплава ЖС32-ВИ, включающую:

- 1) удаление "выработанного" жаростойкого покрытия и очистку охлаждающих каналов;
- 2) восстановление изношенных торцов бандажных полок наплавкой порошком сплава ЖС32-ВИ, выполняемой плазменно-порошковым методом, разработанным совместно с Институтом электросварки им. Патона;
- 3) восстановление контактных торцов напайкой пластин износостойкого кобальтового сплава ХТН-61;
- 4) нанесение жаростойкого конденсационно-диффузионного покрытия СДП-2+ВСДП-16.

На рис. 3 показаны бандажные полки рабочих лопаток ТВД дв. Д-18Т до и после выполненного ремонта наплавкой.

Результаты исследования механических свойств наплавленного сплава ЖС32-ВИ приведены в таблице 3. Длительная прочность при 975 °С и стандартной нагрузке 300 МПа составила 50-60 % от уровня долговечности образцов, полученных методом направленной кристаллизации.

По результатам капиллярного контроля ЛЮМ 1-ОВ, ремонт опытных партий рабочих лопаток ТВД дв. Д-18Т обеспечил выход 90 % годных лопаток.

Технология ремонта разработана для обеспечения межремонтного ресурса 6000 часов.



а



б

Рис. 1. Установка для АГД очистки деталей ГТД



а

б

Рис. 2. Рабочая лопатка ТВД Д-18Т: а – до обработки АГД; б – после обработки АГД



а

разгары по пластине ХТН-61



б

разгар с трещиной по основному материалу лопатки ЖС32-ВИ



в

после наплавки



г

после наплавки и механической обработки

Рис. 3. Рабочие лопатки ТВД дв. Д-18Т из сплава ЖС32-ВИ после эксплуатации (а, б) и ремонта (в, г)

Таблица 3 – Кратковременные механические свойства сварных соединений сплава ЖС32-ВИ, выполненных с присадкой порошка ЖС32-ВИ плазменно-порошковой сваркой (минимальные значения)

В дополнение можно перечислить некоторые после эксплуатационные ремонтные технологические процессы с применением сварки, наплавки и пайки:

- ремонт трещин сварных швов стоек корпуса промежуточного дв. Д-18Т из титанового сплава ОТ4-1 без разборки. Технологический процесс ремонта включает разделку трещин, зачистку, обезжиривание, герметизацию и подвод проточного аргона во внутреннюю полость стойки, заварку трещины на воздухе аргонодуговой сваркой с обеспечением защиты аргоном сварного шва с наружной и внутренней сторон;

- ремонт завихрителей двигателей Д-18Т и Д-436. Технологический процесс ремонта предусматривает удаление поврежденной части носика завихрителей и приварку электроннолучевой сваркой нового. Вид отремонтированного завихрителя показан на рис. 4;

- ремонт многорядных зубчатых колес из низколегированных сталей. Технологический процесс ремонта включает удаление изношенной части зубчатых венцов и электроннолучевую сварку вновь изготовленных с последующей термообработкой;

- ремонт титановых барабанов компрессоров. Ремонт состоит из удаления диска одной или дисков нескольких ступеней и приварку электронным лучом вновь изготовленных дисков, с последующим локальным электроннолучевым отжигом. Внешний вид отремонтированного барабана 1...4 ступеней КВД показан на рис. 5;

- восстановление торца пера рабочих лопаток компрессора. Ремонт состоит из АГД очистки поверхности пера в месте наплавки и наплавку присадочным материалом ЭП367 для лопаток из жаропрочного железоникелевого сплава ЭП718-ИД. Для лопаток из титановых сплавов ВТ8 и ВТ3-1 присадочным материалом служит сплав ВТ 1-00;

- ремонт поверхностных разгаров и растрескиваний на профиле пера лопаток соплового аппарата. Ремонт включает очистку от нагара, механическую зачистку дефектных мест, нанесение механической смеси припоя ВПр24 с наполнителем ЖС6У-ВИ с последующей пайкой и механической обработкой;

- ремонт сектора лопаток СА ТВД методом замены поврежденных лопаток лопатками "донорами";

- ремонт проставок, колец сотового уплотнения. Ремонт состоит из полного или частичного механического удаления сот и замены новыми. Пайка выполняется припоями ВПр4, ВПр11-40Н или ВПр42.



Рис. 4. Завихритель, отремонтированный заменой носика



Рис. 5. Барабан 1.....4 ступеней КВД двигателя Д-18Т после ремонта (заменена 2-я ступень)

Вопросы восстановительного ремонта деталей и узлов ГТД, являясь жизненно важными в сфере экономики двигателестроения, занимают важное место в работе коллектива предприятия.

Разработанный и внедренный совместно с Институтом структурной макрокинетики и проблем материаловедения Российской академии наук г. Черноголовка и Запорожской государственной инженерной академией порошок карбида титана хрома, плакированный (марки ПКХТН 30), позволил заменить ранее применявшееся покрытие из карбида вольфрама на антивибрационных полках рабочих лопаток вентилятора. Покрытие наносится плазменным напылением вместо детонационного напыления или электроискрового легирования. Нарботка таких лопаток для двигателя Д-18Т более 10 тыс. часов, для Д-36 – 22 тыс. 67 часов без ремонта. Высокое качество исходного порошка позволяет на установке УПУ-8М с плазмотроном ПП-25 получать адгезию к напыляемому материалу, превышающую 5 кГ/мм^2 , что сравнимо с результатами при детонационном напылении.

Этот же порошковый материал позволил успешно решать вопросы ремонта посадочных мест ряда корпусных деталей, особенно из титановых сплавов.

В значительной степени успехи в ремонте деталей связаны с применением самофлюсующихся порошков типа ПГ-Ю5Н производства АО "Полена" г. Тула. Покрытия, полученные из этих порошков плазменным напылением, даже без последующего оплавления позволяют получать удовлетворительное качество слоя с требуемой твер-

достью в интервале HRC 20...60.

В заключение нужно сказать, что вопросы ремонта и восстановления деталей и особенно решение перспективных глобальных задач требуют приложения научного потенциала и соответствующего финансирования.

Мы надеемся на тесное сотрудничество с ВИАМОм, ЦИАМОм, ВИСом, НАН им. Патона, НАН Украины, учебными ВУЗами, в частности ЗНТУ, и другими предприятиями отрасли в решении текущих и перспективных задач разработки и ремонта авиационной техники.

Список литературы

1. Балабанов А.Н., Канарчук В.Е. Справочник технолога мелкосерийных и ремонтных производств. – К.: "Вища школа", 1983. – 256 с.
2. Руководство по технологии конструкций авиационных и специальных двигателей / Под редакцией П.Н. Белянина, НИАТ, 1980. – 432 с.
3. Богуслаев В.А., Муравченко Ф.М., Жеманюк П.Д., Яценко В.К., Качан А.Я. Технологическое обеспечение эксплуатационных характеристик деталей ГТД. – Запорожье, 2003. – 396 с.
4. Крымов В.В. Елисеев Ю.С. Зудин К.И. Производство лопаток газотурбинных двигателей / Под редакцией Крымова, М.: Машиностроение. – Полет, 2002. – 300 с.

Поступила в редакцию 07.07.2006 г.

У статті розглянуті питання ремонту деталей газотурбінних двигунів, що дозволяють відновлювати не тільки геометрію деталі, але й забезпечувати необхідні експлуатаційні якості з застосуванням сучасних матеріалів і технологічних процесів.

Problems of the gas-turbine engine components repair that allow to restore not only component geometry but to provide performance requirements using modern materials and processing, have been considered.

УДК 669.295

**И. А. Петрик, А. В. Овчинников, Ю. Ф. Басов, В. Г. Шевченко,
С. Л. Рягин, А. Г. Селиверстов**

ПОВЫШЕНИЕ РАБОТОСПОСОБНОСТИ ЛОПАТОК ИЗ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ ВЕНТИЛЯТОРА АВИАДВИГАТЕЛЯ

Рассмотрены вопросы, связанные с улучшением технологии ремонта методами сварки лопаток вентилятора Д-36 из сплава ВТЗ-1. Создана твердотельная модель лопатки. Расчетным путем получены распределения полей напряжений, возникающих от действия экстремальных эксплуатационных нагрузок. В результате проведенных исследований установлены зоны возможного ремонта лопатки.

Вопросы влияния сварки на свойства титановых сплавов достаточно широко изучены [1]. В то же время свариваемость сплавов и их структурные изменения в зоне термического влияния описаны для стандартных изделий. Изделия сложной формы, такие как лопатки компрессора авиадвигателя, при сварке имеют ряд особенностей. К лопаткам предъявляются повышенные требования по структуре и свойствам. Эти требования учитываются нормативно-конструкторскими документами, которые указывают, какими методами и как производить ремонт изделий. Однако, в виду сложной конфигурации лопатки в различных ее зонах действуют разные по интенсивности напряжения, которые могут определять механизмы разрушения. Следует учитывать, что в процессе эксплуатации в лопатках возникает ряд напряжений, зависящих от материала, конфигурации изделия и комбинации нагрузок. Поэтому при ремонте лопаток методами сварки необходимо принимать во внимание влияние эксплуатационных нагрузок. Учет перечисленных факторов позволит обосновать зоны возможного ремонта сваркой лопаток компрессора авиадвигателя. В настоящей работе рассмотрены вопросы, касающиеся определения зон возможного ремонта лопаток методом сварки.

Методика

Исследование напряженно-деформированного состояния (НДС) лопатки вентилятора проводилось на основании расчетных данных и данных лабораторных и стендовых испытаний. Анализом подлежали расчетные статические и динамические нагрузки в соответствии с действующей нормативной документацией. Влияние эксплуатационных нагрузок на НДС учитывалось совместно с допустимым уровнем поврежденности лопатки.

Исследования проводили для сплава ВТЗ-1 со следующим средним химическим составом:

остальное Ti.

Структура сплавов с таким химическим составом при комнатной температуре представляет собой 84 % α -фазы и 16 % β -фазы.

Для ремонта лопаток применяли аргонодуговую сварку (АДС) с присадкой ВТ20 и последующей ТО (820°, 2 часа). Как показано в ранее проведенных исследованиях [2], такая технология ремонта обеспечивает оптимальное сочетание пластических и прочностных свойств металла восстановленной лопатки.

В качестве исходных данных для расчетов напряженного состояния принимались:

- твердотельная модель геометрической конфигурации лопатки вентилятора авиадвигателя Д-36 из сплава ВТЗ-1;
- инерционные нагрузки при максимальных оборотах;
- газодинамические нагрузки.

С учетом специфики расчета предполагалось, что хвостовик лопатки заземлен без зазора.

При использовании упругой модели фактические напряжения зависят от геометрической конфигурации объекта и нагрузок на него. Характеристики материала принимали согласно ГОСТ, ТУ и учитывали при определении допускаемых напряжений.

Целью прочностного расчета являлось определение наибольших постоянных напряжений и амплитуд переменных напряжений в местах вероятного расположения сварных швов с учетом ослабления ими пера лопатки, которые не приведут к ее разрушению.

Результаты исследований и их обсуждение

Для оптимизации технологии ремонта проводили исследования распределения полей напряжений для лопатки вентилятора авиадвигателя Д-36 из сплава ВТЗ-1.

При расчете отдельно рассматривались случаи, когда силы инерции недостаточно или чрезмерно компенсируют действие газодинамических сил, что приводит к изгибу пера лопатки, а также случай приведенных напряжений при колебаниях лопатки

по первой форме.

Расчет выполнялся отдельно для следующих трех комбинаций нагрузок (вариантов нагружения):

1) режим работы с максимальным расходом воздуха через двигатель при максимальной частоте вращения, температура окружающего воздуха – минимально возможная, на лопатку действуют газодинамические силы и центробежные силы;

2) режим работы с минимальным расходом воздуха через двигатель при максимальной частоте вращения, температура окружающего воздуха – максимально возможная, на лопатку действуют газодинамические силы и центробежные силы;

3) режим работы по первому варианту нагружения; на лопатку действуют газодинамические силы, центробежные силы не учитываются.

Допускаемые напряжения определялись отдельно для каждой комбинации нагрузок по формуле:

$$\sigma_{\text{доп}} = \sigma_{\text{факт}} \cdot K_{\text{св}}$$

где $\sigma_{\text{факт}}$ – максимальные напряжения, действующие в перо лопатки при данной комбинации нагрузок;

$K_{\text{св}}$ – поправочный коэффициент, учитывающий ослабление металла сварного шва и околошовной зоны.

При ремонте лопаток вентилятора из сплава ВТЗ-1, на основании статистического анализа данных механических испытаний [2], способом – АДС с присадкой с последующей термической обработкой при $t = 820^\circ\text{C}$, принят $K_{\text{св}} = 0,5$.

Для определения фактических напряжений использовали метод конечных элементов (МКЭ), позволяющий с достаточной точностью найти напряженное состояние объекта сложной геометрической формы, подверженного воздействию механических и температурных нагрузок [3]. Для реализации расчетного алгоритма использовали

программу профессионального класса – "ANSIS". При создании твердотельной модели лопатки ее геометрические размеры задавались с учетом допусков на размеры и генерировалась сетка, состоящая более чем из 50000 элементов. Возле поверхностей и в районе концентраторов напряжений сетка сгущалась.

Поскольку лопатки работают при невысоких градиентах температуры, при расчете распределение температуры по объему лопатки принималось равномерным.

Для определения возможных зон ремонта сваркой лопаток вентилятора сопоставляли расчетные напряжения с допускаемыми. Перо лопатки условно разбивалось по одной из поверхностей на достаточно большое количество объемных (на всю толщину пера) элементов. Если наибольшие напряжения в элементе для всех вариантов нагружения не превышали соответствующих допускаемых $\sigma_{\text{доп}}$, такой элемент считался относящимся к зоне возможного ремонта сваркой, в противном случае – наоборот. Объединение соседних элементов определило зоны возможного ремонта сваркой.

Расчет эквивалентных напряжений осуществлялся по четвертой теории прочности. Локальные напряжения, типа контактных, не учитывались. Напряжения на рисунках приведены в МПа. Поля напряжений показаны по диапазонам.

Результаты расчетов для первой комбинации нагрузок приведены на рис. 1.

Анализ полученных результатов показал, что максимальные напряжения действуют в переходной области от пера лопатки до антивибрационной полки в месте ее максимального утолщения и для режима работы с максимальным расходом воздуха через двигатель при максимальной частоте вращения составляют 520.....600 МПа.

Анализ результатов расчетов для второй ком-

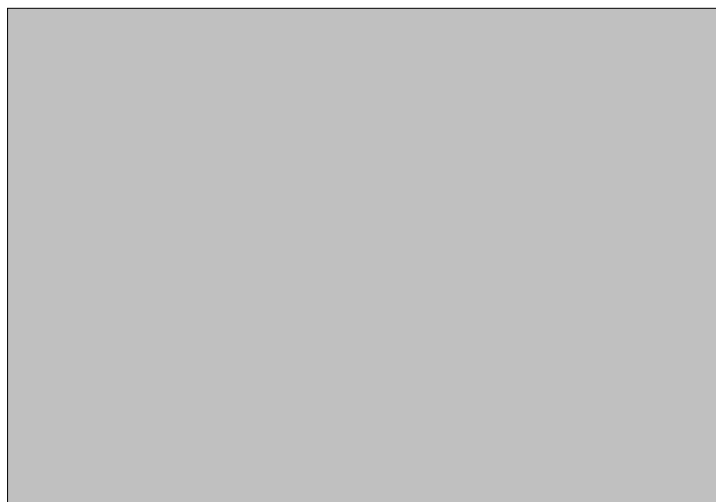


Рис. 1. Схемы напряженно-деформированного состояния для первого варианта нагрузок в различных зонах лопатки вентилятора авиадвигателя Д-36 из сплава ВТЗ-1

бинации нагрузок аналогичны предыдущим, однако с меньшим размером областей с предельной концентрацией напряжений в опасных областях (рис. 2).

Анализ результатов расчетов для третьей комбинации нагрузок показал аналогичное с первым вариантом распределение нагрузок, но с опасными областями не только в месте перехода перо-антивибрационная полка, но и в сочленении пера с основанием замка лопатки (рис. 3 а, б).

Как видно из представленных данных, независимо от варианта нагружений распределение полей напряжений имеет сходный характер. Это говорит о том, что основное влияние на характер распределения напряжений оказывает геометрия лопатки, а тип нагрузки влияет в меньшей степени. Это позволяет с достаточной степенью точности определить допустимые зоны ремонта лопатки.

Наложение напряжений от трех вариантов нагружения позволило установить возможные опас-

ные зоны при работе лопатки вентилятора (см. рис. 3, в). К областям с максимальными напряжениями относятся переход перо-антивибрационная полка и область сочленения пера с основанием замка лопатки.

Согласно анализа полученных результатов зонами возможного ремонта сваркой лопаток вентилятора авиадвигателя Д-36 из сплава ВТЗ-1 следует считать следующие:

- кромки пера (с прилегающей поверхностью 15 % ширины лопатки), отстоящие не менее чем на 30 % длины лопатки от полочки хвостовика;
- поверхность лопатки от ее конца до линии, отстоящей на 5 % длины лопатки от плоскости антивибрационных полок;
- кромки и торцевые поверхности антивибрационных полок (с прилегающей поверхностью 15 % длины торца полки), отстоящие не менее, чем на 25 % длины торца полки, от поверхности пера лопатки.

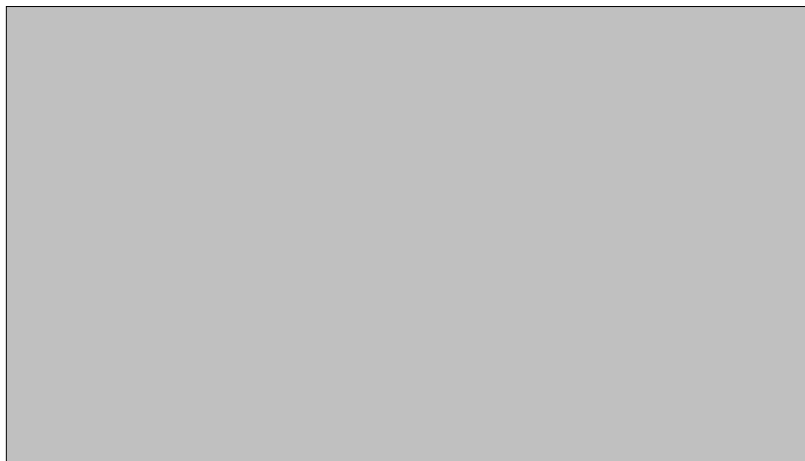


Рис. 2. Схемы напряженно-деформированного состояния для второго варианта нагрузок в различных зонах лопатки вентилятора Д-36 из сплава ВТЗ-1

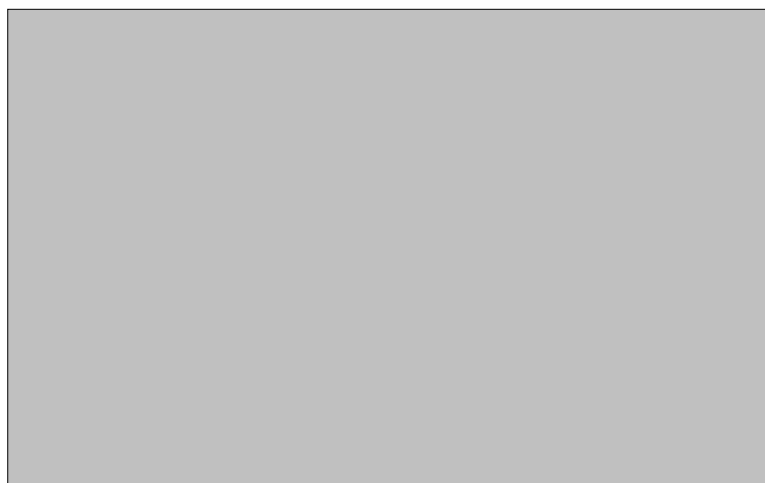


Рис. 3. Схемы напряженно-деформированного состояния для третьего варианта нагрузок (а, б) и одновременного действия трех вариантов нагрузок в различных зонах лопатки вентилятора авиадвигателя Д-36 из сплава ВТЗ-1 (в)

Полученные результаты согласуются с техническими требованиями и данными работ [4, 5], и показывают возможность расширения зон ремонта лопаток вентилятора Д-36 из сплава ВТЗ-1.

Выводы

В результате проведенных исследований определены зоны возможного ремонта сваркой, которые больше установленных ТУ. Это позволяет говорить о расширении числа допустимых к ремонту дефектных лопаток. Дальнейшие исследования, направленные на приближение механических характеристик швов к механическим характеристикам основного металла, могут обосновать повышение значения коэффициента β , что с учетом расширения полей допустимых напряжений позволило бы расширить зоны возможного ремонта сваркой.

Список литературы

1. Гуревич С.М. Металлургия и технология сварки титана и его сплавов / С.М. Гуревич, В.Н. Замков и др....К.: Наукова думка, 1986. – 240 с.
2. Петрик И.Г., Овчинников А.В., Шевченко В.Г. Перспективные технологии сварки сложных изделий из двухфазных титановых сплавов / Строительство, материаловедение, машиностроение // Сб. научн. трудов, Вып. 36, Ч.3. –

Дн-ск, ПГАСА, 2006. – С. 24-32.

3. Зенкевич О. Метод конечных элементов в технике. – М.: Мир, 1975. – 541 с.
4. Механика разрушения и прочность материалов: Справ. Пособие / Под общей ред. В.В. Панасюка. – В 4-х т.-К.: Наукова думка, 1988-1990.
5. Петрик И.А. Ремонт узлов и деталей из титанового сплава ВТЗ-1 с применением сварки / / Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні. – Зб. наук. праць ЗНТУ. – Запоріжжя: ЗНТУ, 2001. – №2. – С. 75-78.

Поступила в редакцию 12.06.2006 г.

Розглянуто питання, пов'язані з поліпшенням технології ремонту методами зварювання лопаток вентилятора Д-36 зі сплаву ВТЗ-1. Створено твердотільну модель лопатки. Розрахунковим шляхом отримано розподіли полів напружень, що виникають під дією екстремальних експлуатаційних навантажень. В результаті проведених досліджень встановлено зони можливого ремонту лопатки.

The problems, bound with improving technique of repair of a ventilator blade of Д-36 from an alloy ВТЗ-1 by welding have been surveyed. The solid model of a blade have been designed. Distributions of stress fields, originating from an action of extreme operation loads, have been established by calculations. As a result of the researches the zones of possible repair of a blade have been established.

УДК 621.73.016

С. П. Гожій

ЗНАХОДЖЕННЯ РОБОТИ КОНТАКТНИХ СИЛ ТЕРТЯ ПРИ ШТАМПУВАННІ ОБКОЧУВАННЯМ

Стаття присвячена розробці загального аналітичного підходу для визначення витрат на подолання сил тертя при об'ємному деформуванні технологічними процесами з локалізованим осередком деформації на прикладі штампування обкочуванням. Враховані якісні ефекти, які притаманні процесу. Проведено зрівняння цього параметру з витратами традиційних процесів. Обґрунтовано висновок про ефективність та ресурсозберігаючі можливості штампування обкочуванням.

Вступ

Штампування обкочуванням має суттєві переваги перед традиційними способами об'ємного деформування металів, але за своєю суттю технологічний процес штампування обкочуванням значно складніший за традиційні, це стосується і кінематики процесу, і визначенню енергосилових показників та ін. В балансі енергосилових параметрів особливу роль відіграють витрати на подолання контактних сил тертя. Складності визначення останнього пов'язані з тим, що контактна поверхня охоплює лише частину деформованої поверхні і є рухомою.

Ще однією необхідністю знаходження роботи сил тертя є те, що, як раз завдяки цьому показнику, процес штампування обкочуванням є ресурсозберігаючим.

В роботах [1, 2] запропоновано визначити роботу сил тертя, як частку витрат класичної осадки, яка відповідає пропорційному зменшенню площі контактної поверхні. Такий підхід дає завищений результат, так як не враховує якісних моментів, які виникають при деформуванні з локалізованим рухомим осередком деформації.

Основним завданням, яке вирішується надалі, є створення загальної методики знаходження роботи сил тертя і отримання достовірних результатів розрахунків, що є базовими для визначення питомих зусиль штампування обкочуванням та інших енергосилових параметрів, які необхідні при розв'язанні технологічних і конструкторських задач.

Якісні особливості процесу

Схему процесу штампування обкочуванням надано на рис. 1 на прикладі осадки циліндричної заготовки. Деформування заготовки 1 виконується між активним інструментом 2, який має конічну робочу поверхню, та інструментом 3 з плоскою робочою поверхнею. Активний інструмент 2 виконує рух обкочування відносно вершини О по колу. При цьому кут нахилу осі OZ_1 активного інструмента 2 відносно вертикальної осі OZ незмінний і складає кут γ . Деформування заготовки проходить при

осьовому зближенні інструментів 2 і 3 та русі обкочування активного інструмента 2. Тоді контакт між активним інструментом 2 та заготовкою 1 відбувається тільки по частині торцевої поверхні заготовки площею F , яка є плямою контакту (затемнена область на рис. 1). Для наочності опису співвідношення площ плями контакту до всього торця F_T використовують коефіцієнт λ . Зона пластичної деформації при переміщенні плями контакту по колу охопить увесь об'єм заготовки 1. Відповідно, що для проведення пластичного деформування, необхідно прикласти до інструментів 1 і 2 осьове зусилля P для їх зближення, та момент обкочування M до інструменту 2 (рис. 1). Для знаходження цих та інших енергосилових параметрів процесу необхідно знати, в тому числі, і роботу контактних сил тертя.

Визначення роботи сил тертя

Робота контактних сил тертя при штампуванні обкочуванням на поверхні контактної зони дорівнюється

$$\dots, \quad (1)$$

де X, Y, Z – проекція сили тертя, що діє по

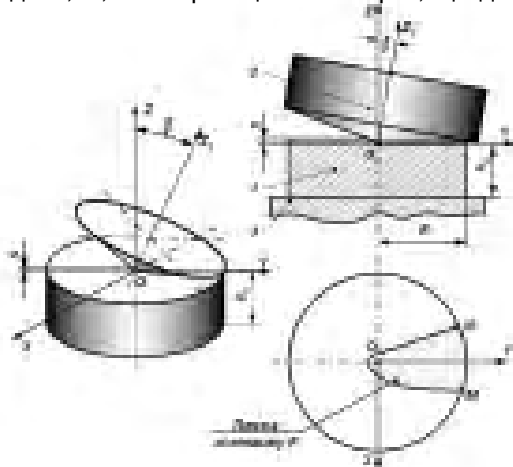


Рис. 1. Схема процесу штампування обкочуванням

поверхні dF , на осі координат;

U_X, U_Y, U_Z – проекції переміщень.

Складові роботи A_T знайдемо з наступних міркувань.

Реальну контактну поверхню замінюємо на геометрично рівновеликий за площею F сектор з кутом при вершині 2α , при цьому вважаємо, що висота заготовки h_U достатньо замала і пластичні деформації під інструментом рівномірно розподілені по її висоті, критерієм рівномірності деформації вважаємо експериментальні залежності $\dot{MN} > h_U$ [3] та $h_U/2R < 0,2$ [4]. Умови тертя на верхньому і нижньому торцях заготовки вважаємо однаковими та, що сили тертя виникають лише на контактних поверхнях. Випадок, коли зона пластичної деформації рівномірно охоплює всю заготовку по висоті, є найбільш енерговитратним для традиційних способів обробки за рахунок змикання зон деформації [5] і найбільш виграшним для штампування обкочуванням. Тому саме при обробці деталей з такою геометрією штампування обкочуванням є найбільш ефективним.

На рис. 2 зображено сектор контактної припустимої поверхні. Виходячи з того, при осадці обкочування форма поперечного перетину заготовки не змінюється, то також не змінною буде і форма сектора. В такому випадку течія металу в виділеному секторі буде проходити по найкоротшим нормалям до периметру перетину. Тому у відповідності до принципу найменшого опору, розіб'ємо сектор OMN площинами розділу течії металу на трикутники OO_1N і OO_1M та сектор O_1MN . При цьому умови тертя та граничні умови трикутників OO_1N і OO_1M симетричні. Дотичні напруження на контактній поверхні вважаємо постійними і рівними

$$\tau_K = \mu \times 2,6 \times \sigma_S,$$

де μ – коефіцієнт тертя;

p – питоме зусилля на контактній поверхні.

Розглянемо деформацію елемента OO_1M в системі координат X_2Y_2Z (координата Z направлена вертикально з точки O_1).

Геометричне переміщення металу тут проходить в напрямку осі X_2 і елементарні сили тертя також направлені в цьому напрямі, а сили тертя вздовж Y_2 дорівнюють нулю. У відповідності до рекомендацій [5], як для прошивання та протягування, даний випадок можна розглянути як упродовження інструменту в пластичний півпростір. При цьому допускаємо, що в зоні контакту поверхня інструменту – плоска (помилка при заміні хорди на пряму, як і при теоретичному аналізі процесів холодної прокатки, не перевищує 4 % [6],) і паралельна нижньому торцю (при даній геометрії інструменту помилка до 1 % [7]). Оскільки з боку позаконтактної зони деформації по лінії OM будуть діяти вздовж осі X_2 стискаючі напруження $\sigma_{X_2} = -2K$ (знак – означає стискання), тоді максимальні

питомі зусилля на поверхні ΔOO_1M дорівнюють $p \approx 2,6 \times \sigma_S$, а $\tau_K = \mu \times 2,6 \times \sigma_S$. Оскільки прийнято максимальні значення питомого зусилля, то й робота сил тертя буде мати максимальні значення.

Знайдемо переміщення в напрямку дій максимальних дотичних напружень, тобто вздовж осі X_2 .

В рівнянні сталості об'єму

$$\epsilon_{X_2} + \epsilon_{Y_2} + \epsilon_{Z_2} = 0, \quad (2)$$

де $\epsilon_{X_2}, \epsilon_{Y_2}, \epsilon_{Z_2}$ – компоненти деформацій за напрямками,

$$\epsilon_{X_2} = \frac{1}{S} \frac{dS}{dX_2},$$

де S – осьове переміщення активного інструменту за оберт;

h_U – висота заготовки (див. рис. 1),

так як ϵ_{Z_2} не залежить від координати Z та постійна по всьому об'єму заготовки, а $\epsilon_{X_2} = \epsilon_{Y_2}$, то

$$\epsilon_{X_2} = -\frac{1}{2} \epsilon_{Z_2}.$$

Тоді після перетворень (2) буде мати вигляд

$$\frac{1}{S} \frac{dS}{dX_2} = -\frac{1}{2} \epsilon_{Z_2}, \quad (3)$$

а після інтегрування

$$S = S_0 \exp\left(-\frac{1}{2} \epsilon_{Z_2} X_2\right), \quad (4)$$

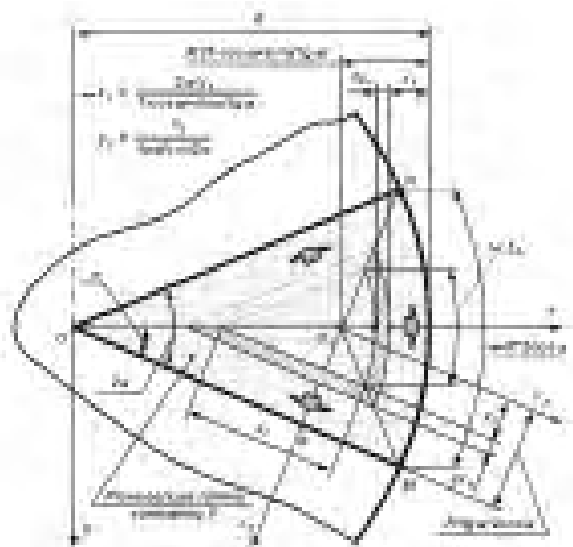


Рис. 2. Геометрична модель переміщень на контактній поверхні

Так як на осі Z при $x_2 = 0$ переміщення $U_{x2} = 0$, то $f(Z) = 0$.

Тоді робота сил тертя в області трикутника OO_1M дорівнюється

$$\int_0^{\alpha} \int_0^{\lambda} \mu p_{CP} \lambda d\lambda d\alpha \quad (5)$$

Після інтегрування, підстановки $\alpha = \pi^* \lambda$ та заміни, з помилкою не більше 1 % на $\tan \alpha = \alpha + \alpha^3/3$ і $\cos 2\alpha = 1 - 2\alpha^2$ [7], маємо

$$\int_0^{\pi} \int_0^{\lambda} \mu p_{CP} \lambda d\lambda d\alpha \quad (6)$$

Далі визначаємо роботу сил тертя в секторі O_1NM (див. рис. 2). Тут має місце переміщення металу в напрямку осі Y_1 в системі координат X_1Y_1Z , в цьому напрямі діють елементарні сили тертя. В напрямку осі X_1 дотичні напруження дорівнюють нулю.

Дуга сектора $\widehat{MN}$ співпадає з вільною поверхнею заготовки, тому на радіусній поверхні сектора діють питомі зусилля $p = \sigma_S$. Переміщення в цьому напрямі дорівнюється

$$\int_0^{\alpha} \int_0^{\lambda} \mu p_{CP} \lambda d\lambda d\alpha$$

Робота сил тертя на поверхні сектора

$$\int_0^{\alpha} \int_0^{\lambda} \mu p_{CP} \lambda d\lambda d\alpha \quad (7)$$

Інтегруючи та підставляючи з помилкою не більше 1 % [7] $\alpha = \pi \times \lambda$, $\tan \alpha = \alpha + \alpha^3/3$ і $\sin \alpha = \alpha + \alpha^3/6$, маємо

$$\int_0^{\pi} \int_0^{\lambda} \mu p_{CP} \lambda d\lambda d\alpha \quad (8)$$

Тоді повна миттєва робота контактних сил тертя на верхній і нижній контактних поверхнях заготовки (можливо визначення повної роботи контактних сил тертя і за цикл обкочування) дорівнюється

$$\int_0^{\pi} \int_0^{\lambda} \mu p_{CP} \lambda d\lambda d\alpha \quad (9)$$

В [2] робота сил тертя при осадці циліндричного зразка обкочуванням визначається виразом

$$\int_0^{\pi} \int_0^{\lambda} \mu p_{CP} \lambda d\lambda d\alpha \quad (10)$$

Порівняння виразів (9) та (10) показує, що перший на 0,25...0,4 менший від другого в залежності від коефіцієнтів співвідношення площ λ та коефіцієнту тертя μ .

Підтвердження достовірності отриманих результатів

На рис. 3 надано графічне відображення отриманих результатів в порівнянні з результатами інших джерел. Для наочності, з рівняння балансу робіт, яке складене з врахуванням виразу (9) для знаходження роботи контактних сил тертя, визначене теоретичне питоме зусилля на контактній поверхні p_{CP} при різних значеннях коефіцієнту контактного тертя μ . А також визначена частка p_{CP}^{TP} в p_{CP} , яка відповідає витратам на подолання контактних сил тертя, також в залежності від умов тертя. Аналогічні залежності для p_{CP}^{TP} та p_{CP} побудовані на рис. 3 з врахуванням (10) [2]. Всі залежності для p_{CP} побудовані у відносних одиницях відносно межі пластичності σ_S . Для підтвердження отриманих даних на рис. 3 нанесені експериментальні значення p_{CP}^{TP}/σ_S та p_{CP}/σ_S , які отримані автором, при відповідних умовах тертя.

Для порівняння, при осадці циліндричної заготовки за звичайним осьовим навантаженням, при відповідних співвідношеннях ($h/2R=10$), $p_{CP}/\sigma_S \approx 3,5$ [5].

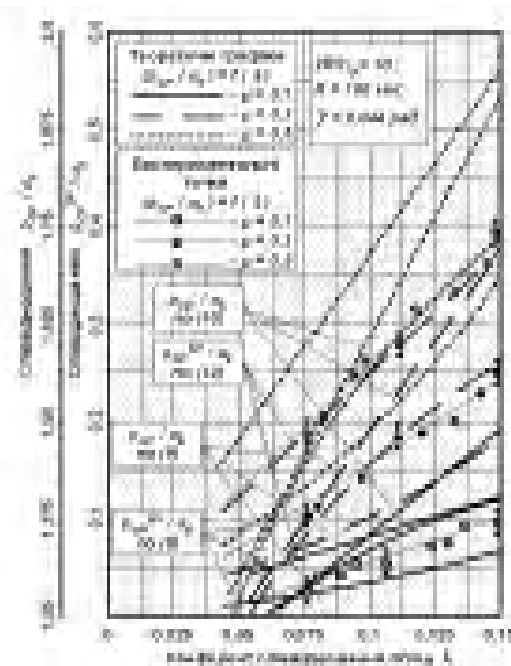


Рис. 3. Графічне відображення отриманих результатів

Висновки

Завдяки детальній та обґрунтованій геометричній розбивці течії металу під прямою контакту та аналізу умов в кожній зоні на прикладі осадки знайдено вирази для визначення роботи на подолання сил тертя.

Слід зауважити, що знайдені вирази отримано при умові максимального значення стискаючого напруження з боку позаконтактної зони деформації. Тому наступним кроком є уточнення роботи сил тертя з врахуванням якісного розподілу бічних стискаючих напружень.

Порівняння отриманих результатів з експериментальними дає змогу зробити висновок про їх достовірність. А порівняння з результатами теоретичних досліджень інших авторів [1, 2] – про правильність обраного методу.

Таким же шляхом виділення зон течії металу та аналізу умов в кожній зоні можливе визначення роботи сил тертя при обробці фланцевих та кільцевих деталей.

Отримані результати показують, що саме завдяки зменшенню витрат на контактне тертя при локалізації осередку пластичної деформації зменшуються загальні енерговитрати, а сам процес є ресурсозберігаючим. Ефект від процесу штампуван-

ня обкочуванням тим більший, чим менше співвідношення $h_U/2R$.

Список літератури

1. Богоявленский К.Н., Лапин В.В. Развитие процессов раскатки и сферодвижной штамповки. // Кузнечно-штамповочное производство. – 1981. – №8. – С. 24-27.
2. Пшенишнюк А.С., Кривда Л.Т. // Кузнечно-штамповочное производство. – 1985. – №3. – С. 7-9.
3. Агеев Н.П. Штамповка на сферодвижном прессователе. – Л.: ЛДНТП, 1972. – 67 с.
4. Ковалев В.А., Колос В.И. // Кузнечно-штамповочное производство. – 1981. – №2. – С. 11-12.
5. Сторожев М.В., Попов Е.А. Теория обработки металлов давлением. – М.: Машиностроение, 1977. – 424 с.
6. Груднев А.П. К теории сил трения при осадке и прокатке. – В кн.: Теория прокатки. – М.: Металлургия, 1974. – С.28-32.
7. Бронштейн И.Н., Семендяев К.А. Справочник по математике для инженеров и учащихся ВТУЗов. – М.: Наука, 1980. – 976 с.

Поступила в редакцию 10.07.2006 г.

В статье представлен общий аналитический подход к определению затрат на преодоление сил трения при штамповке обкатыванием. Учтены качественные эффекты, которые свойственны процессу. Проведено сравнение этого параметра с затратами традиционных процессов. Обоснован вывод об эффективности и ресурсосберегающих возможностях штамповки обкатыванием.

General analytical approach to estimation of expenses for overcoming friction forces when stamping through rolling is presented. Qualitative effects typical of this process have been considered. Comparison of this parameter with expenses for conventional methods has been carried out efficiency and resource saving in stamping through rolling was substantiated.

УДК 535.854

I. V. Demkovych, H. A. Petrovska, Y. V. Bobitski

MEASUREMENT PHOTOTHERMAL METHOD OF COVERING THICKNESS

The results of development of photothermal method of control are shown with the use of short laser impulses to measure thickness of lacquer coat on metal.

Introduction

For many industries the control of a covering thickness (for example, the anticorrosive covering, varnish and paint coating in motor-car industry) during of their coatication on a metal it is necessary to fulfil. Control methods of such type covering must be non-destructive and fast-acting, as the objects are moving with certain speed at the coatication.

Today for the noncontact measurement of covering thickness in industry the methods based on registration of the induced heat-waves by the powerful laser impulse radiation are widely used [1, 2]. But those methods require at least a few seconds for measurement. That fact complicates their application for the covering control on moved objects.

Methods of research

In the given work the high-speed photothermal method for the measurement of covering thickness is proposed. In this method a photothermal response is registered after the sample irradiation by one short impulse.

The heat diffusion theory in sandwich-type systems is developed for the method realization. The software for computation of heat fields in space and time, which arise into multi-layer sample after its irradiation by laser impulse with given energy and spatio-temporal parameters [3, 4].

For calculation of the temperature field in an investigated sample we will consider a boundary value problem:

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla^2 T + q(x, y, z, t), \quad (1)$$

where c is a heat capacity of a sample material (J/g K);

ρ is a density (g/cm³);

t is a time (s);

$q(x, y, z, t)$ is a volumetric thermal source;

$W_x = \lambda \frac{\partial T}{\partial x}$; $W_y = \lambda \frac{\partial T}{\partial y}$; $W_z = \lambda \frac{\partial T}{\partial z}$, are heat

flows, where λ is heat conductivity coefficient (W/cm K).

The equation satisfies to the initial condition:

$$T(x, y, z, 0) = T_0 \text{ in area}$$

$$\frac{\partial T}{\partial n} = 0 \text{ on surface } S, \quad (2)$$

and boundary conditions:



(3)

where T_0 is an initial temperature (K);

T_e is a temperature of an environment (K);

α_T is a heat transfer coefficient (W/cm² K).

The volumetric source of energy can be write as:

$$q(x, y, z, t) = \frac{I_0}{\pi r^2} \exp\left(-\frac{r^2}{r_0^2}\right) \exp\left(-\frac{z}{l_c}\right) \exp\left(-\frac{t}{\tau}\right), \quad (4)$$

where $R = \frac{(n-1)^2}{(n+1)^2}$ is sample surface reflection coefficient;

n is a refraction coefficient of the film material at wavelength of the high-power laser;

$I(t)$ is a time dependence of the density of powerful laser radiation;

r is a radius of the laser beam (cm);

α_c is an absorption factor of covering material (sm⁻¹);

α_s is an absorption factor of substrate material (sm⁻¹);

l_c is a thickness of covering;

ξ is an integration variable.

The boundary value problem (1÷3) is solved by difference methods.

In the described area $\bar{G}$ the grid is entered:


(5)

where h_1, h_2, h_3 are steps on coordinates x, y, z , respectively;

τ is a step on time t .

Let's write down the equation of heat balance for elementary volume:


(6)

As a result of integration of the equation (1) on $dx dy dz dt$ we will obtain:

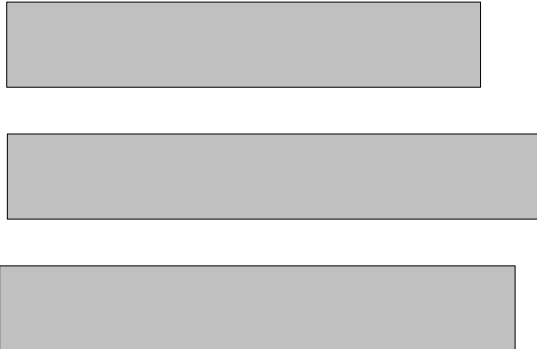



(7)

where σ is a weight of surface layer $t = t^{i+1}$.

We conduct the calculation by implicit scheme.

Taking into account, that


(8)

We obtain a difference equation:


(9)

For solution of difference equations in area $\bar{G}$ we use the local one-dimensional method. We find the approaching solution of the equation (9), solving step by step the one-dimensional equations of the heat conductivity on x, y, z .

Each of the one-dimensional equations is completed by two boundary conditions from (8) in the form of their approximation and initial condition, so we obtain the three boundary tasks for the time interval $t_i \leq t \leq t_{i+1}$.

For each of one-dimensional boundary tasks the sweep method with iteration accuracy is used:


(10)

where $\alpha_{i+1,j,k}, \beta_{i+1,j,k}$ are the "pathing" coefficients; s is a number of iterations

$$1 \leq i \leq N_1 - 1; \quad 1 \leq j \leq N_2 - 1; \quad 1 \leq k \leq N_3 - 1;$$

The condition of ending of iterations:

$$\left| \frac{T_{i,j,k}^{s+1}}{T_{i,j,k}^s} - \frac{T_{i,j,k}^{s+1}}{T_{i,j,k}^s} \right| < \varepsilon,$$

where $\varepsilon \approx 10^{-2} \div 10^{-3}$ is a precision of temperature determination in given points.

As a result of solution of equation system we obtain the spatial temperature distribution into a sample at fixed time moment.

Using developed software the theoretical researches of application possibility of photothermal method for measurement of varnish and paint coatings on metal at the short laser impulses are conducted. Fig.1 shows the calculated results of temporal changes of temperature on the surface of sample "steel-film" after its irradiation by short laser impulse. As substrate the steel is used (density $\rho = 7,8 \text{ g/cm}^3$, heat capacity $c = 0,56 \text{ J/g K}$, heat conductivity $\lambda = 0,32 \text{ W/K cm}$, absorption factor $\alpha = 5000 \text{ cm}^{-1}$). On steel substrate the coating of certain thickness is coatication (density $\rho = 2,1 \text{ g/cm}^3$, heat capacity $c = 1,09 \text{ J/g K}$, heat conductivity $\lambda = 0,15 \text{ W/K cm}$, absorption factor $\alpha = 100 \text{ cm}^{-1}$). The impulse duration is of 1ms, energy density of laser irradiation is of 1 J/sm^2 .

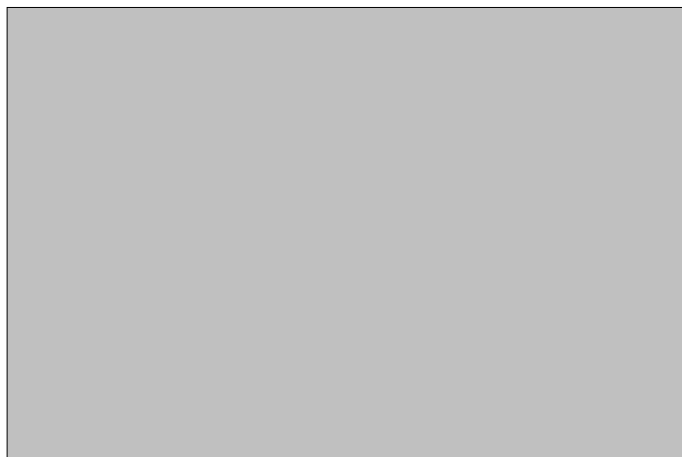


Fig.1. Change of temperature on the surface of steel sample covering by one varnish layer after irradiation by 1ms laser impulse with energy density of 1 Dg/sm² for different covering thickness: curve 1 – steel without covering; 2 – varnish thickness of 5μm; 3 – 10μm; 4 – 25μm

As the results of theoretical researches show, that the temperature change on surface of structure "metal-film" in time after action of the short laser impulse depend on both heat-physical characteristics of substrate and covering materials and thickness of covering. Thus, at known heat-physical characteristics of material the covering thickness can be defined using experimental registered temporal change of temperature on sample surface.

The technique for determination of unknown value of coating thickness is following. In the program the known value of heat-physical characteristics of substrate and coating are entered, and also an approximation value of the film thickness. The program carried out the approximation of theoretical curve $T_t = f(t)$ to experimental curve $T_e = f(t)$ by optimization of coating thickness. Minimum of the following functional corresponds to the most probable values of unknown thickness.

$$\int_0^{\infty} (T_e(t) - T_t(t, d))^2 dt \rightarrow \min, \quad (11)$$

where d is the coating thickness, that is measured, $T_e(t)$ is the experimental registered change of temperature in time, $T_t(t, d)$ is the calculated temperature change in time for certain value of d .

The results of researches

The results of theoretical researches show, that those measurements are possible in case, when film absorption is noticeably lower, that the absorption into substrate material. It is necessary to note, that the

temperature curves of system cooling "substrate-film" at different coating thicknesses differ greater in case of high values of film heat conductivity and at application of short impulses for heating. Obviously, the precision of measurement of film thickness also depends on that fact, with what precision the values of the heat-physical characteristics of substrate and covering are known.

Use of speed detectors for registration of thermal response from the surface of the research sample and use the developed software allows to define its thickness at the known optical and physical parameters of covering.

Reference

1. Gusev V., Carabutov A. Lazer optoacoustic. – Moscow: Science. – 1991.
2. Lapshin S., Petrovskiy A., Zuyev V., Kiryuhin A., Labuzov D. Investigating of sample with thin-film by photothermal reflection method with harmonic excitation using heterodyning excited and testing irradiation. Letter in JTPH. – 2000. – Vol. 26. No 2, P. 35-40.
3. Petrovskaya G.A., Demkovych I.V., Bobitski Ya.V. Method of absorption factor measurement of mirror coverings // Proc. Int. Conf. "OPTO-2002". – Erfurt (Germany). – 2002. – P. 203-208.
4. Petrovskaya G.A., Demkovych I.V., Bobitski Ya.V., Togan M.M., Pashkevych R.I. Measurement of optical materials absorption coefficients // Proc. SPIE. – 2000. – Vol.4316. – P. 95-103.

Поступила в редакцию 29.05.2006 г.

Приведены результаты разработки фототеплового метода контроля с использованием коротких лазерных импульсов для измерения толщины лакокрасочных покрытий на металле.

Приведено результати розробки фототеплового методу контролю з використанням коротких лазерних імпульсів для вимірювання товщини лакофарбових покриттів на металі.

УДК: 539.91/37

В. В. Погосов, Е. В. Васютин, А. В. Коротун, А. В. Бабич

ДЕФОРМАЦИОННАЯ ЗАВИСИМОСТЬ РАБОТЫ ВЫХОДА ЭЛЕКТРОНОВ И КОНТАКТНОЙ РАЗНОСТИ ПОТЕНЦИАЛОВ В МЕТАЛЛАХ

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

1 Введение

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

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

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

$$\text{КРП}, \quad (1)$$

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

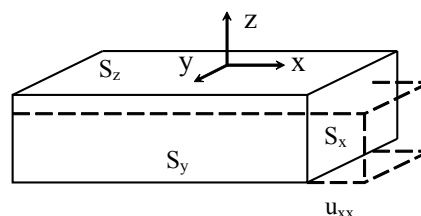


Рис. 1. Качественная схема растянутого образца вдоль x -направления, $u_{xx} > 0$ — относительная деформация, S — площадь грани, $S_z \gg S_y, S_x$.

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

2 Методика вычисления

В рамках метода функционала плотности полная энергия металла является функционалом неоднородной электронной концентрации $n(r)$, которая стремится $n(r) \rightarrow \bar{n}_0$ к своему объемному (постоянному) значению в объеме металла и быстро убывает за поверхность в вакуум. Задавая деформацию u_{xx} по оси x , деформация по другим направлениям определяется коэффициентом Пуассона. Равновесный профиль электронов рассчитывается из условия минимума полной энергии кристалла. Для этого используется метод Хартри-Фока-Кона-Шема, учитывающий обменно-корреляционные эффекты в неоднородном электронном газе на

фоне ионного желе [1,5]. Когда равновесный профиль известен, рассчитывается поверхностная энергия и работа выхода. Диагональная γ_{xx} – компонента поверхностного стресса для верхней грани образца, на которой в [2-4] измерялась КРП, равна

$$\gamma_{xx} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \epsilon_F}{\partial u_{xx}} + \frac{\partial \epsilon_F}{\partial u_{yy}} \right), \quad (2)$$

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

$$W = \epsilon_F - \gamma_{xx}, \quad (3)$$

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

3 Результаты и их обсуждение

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

Расчетные значения работы выхода и поверхностной энергии ненапряженных поверхностей Al, Au, Cu, Ni и Ti находятся в согласии с хорошо известными экспериментальными данными и расчетами других авторов (см. [1]). Деформационные зависимости указанных величин линейны по отношению к отрицательным и положительным деформациям, т.е. деформационные градиенты положи-

тельны. Величина компоненты стресса τ_{xx} меняется в интервале (1,15 - 1,75 ч) γ_{face} (рис. 2).

Соответствующее изменение в работе выхода равно примерно 1% при максимальных растяжениях. С ростом сжатия ($u_{xx} < 0$) хвосты электронного профиля и, соответственно, эффективного потенциала становятся более крутыми при убывании в вакуум, зануляясь вдали за поверхностью. При растяжении наблюдается противоположная тенденция этих величин. Полное уменьшение/увеличение работы выхода W определяется положительным/отрицательным сдвигом значения эффективного потенциала в объеме металла относительно деформации (пренебрегая деформационной зависимостью $\epsilon_F(u_{xx})$ можно считать $\Delta W \approx -\Delta \bar{V}_{eff}$). Наши вычисления имитируют глобальную зависимость работы выхода от электронной концентрации в металлах, т.е. "переход" $Al \rightarrow Na \rightarrow Cs$. С другой стороны, выражение (1) дает неверную зависимость γ_{face} в упругой области, что, на первый взгляд, противоречит экспериментам [2-4].

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

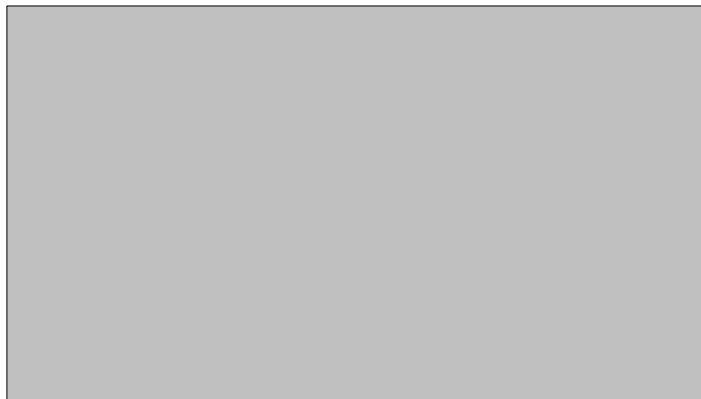
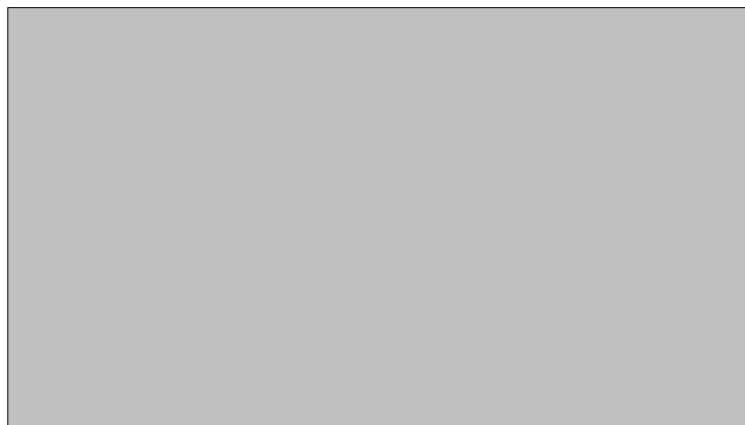


Рис. 2. Расчетные значения производной $d\gamma/du_{xx}$ для оценки поверхностного стресса (2). Левая и правая части рисунка соответствуют сжатию ($u_{xx} < 0$) и растяжению ($u_{xx} > 0$) образца, соответственно



□ - гцк(100) △ - (110) ● - (111) ◇ - гбц(0001) × - эксп

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

($u_{xx} = +0,03$) и Ni ($u_{xx} = +0,01$) образцов.

Выводы

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

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

Список литературы

1. Шпак А.П., Погосов В.В., Куницкий Ю.А. Введение в физику ультрадисперсных сред – К.: Академперіодика, 2006. – 424 с.

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

Поступила в редакцию 18.05.2006 г.

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

The surface stress and the contact potential differences of elastically deformed faces of Al, Cu, Au, Ni, and Ti crystals are calculated using the self-consistent Hartree-Fock-Kohn-Sham method. The obtained values of the surface stress are in agreement with the results of the available first-principal calculations. We find that the work function decreases/increases linearly with elongation/compression of crystals. Our results confirm that the available experimental data for the contact potential difference obtained for the deformed surface by the Kelvin method correspond not to the change of the work function but to the change of the surface potential.

УДК 621.452.3:004.93

В. И. Дубровин, Д. В. Павленко, Н. А. Миронова, И. И. Макачук

ЭКСПЕРТНАЯ ОЦЕНКА СОСТОЯНИЯ ЛОПАТОК ТУРБИНЫ ГТД МЕТОДАМИ АНАЛИЗА ИЕРАРХИЙ И НЕЧЕТКИХ МНОЖЕСТВ

Рассмотрено решение задачи оценки состояния лопаток газотурбинных двигателей методами анализа иерархий и теории нечетких множеств. Предложена методика автоматизированной экспертной оценки технического состояния деталей авиационных двигателей.

В последнее время отечественная промышленность понимает необходимость внедрения систем управления качеством, соответствующих стандартам ISO 9000. Однако эти стандарты являются завершающим этапом развития и, чтобы построить современные системы управления качеством, необходимо пройти определенные этапы, а именно, избавиться от большого количества дефектов на этапе производства и ремонта изделия [1]. Эффективным методом решения этой задачи является использование методов анализа иерархий (МАИ) и теории нечетких множеств (ТНМ).

К качеству и надежности изделий авиационной промышленности предъявляются высокие требования. Отказ авиационного двигателя в полетных условиях может привести к катастрофическим последствиям. Поэтому важно своевременно выявить и устранить дефекты и причины их возникновения в процессе эксплуатации [1-2].

Наиболее распространенными методами диагностики и принятия решения для задачи оценки состояния деталей газотурбинных двигателей (ГТД) являются статистические методы [2]. Также можно выделить и нейросетевые подходы решения задачи диагностики и принятия решения состояния деталей ГТД [3].

Одним из возможных методов диагностирования является метод измерения параметров свободных затухающих колебаний лопаток в процессе их широкополосного импульсного возбуждения [1].

Целью настоящей работы является разработка экспертной оценки состояния лопаток турбины ГТД методами МАИ и ТНМ. Объектом исследования являлась лопатка второй ступени турбины низкого давления турбореактивного двухконтурного двигателя Д-36 (рис. 1).

В процессе ремонта двигателя, после полной или частичной разборки, промывки и очистки на участок контроля для дефектации поступают узлы и детали ГТД. Лопатки турбины подвергаются различным методам контроля: внешнему (визуальному) осмотру, рентгеновскому, люминесцентному, метрологическому и ряду других.

По результатам дефектации оформляют свод-

ную ведомость дефектов, в которую вносят обнаруженные несоответствия, не отраженные в действующей ремонтной документации, описание этих несоответствий и решение комиссии ведущих специалистов предприятия (управление главного конструктора, управление главного технолога, управление главного металлурга):

- лопатки, подлежащие ремонту и восстановлению;
- лопатки, не подлежащие ремонту;
- лопатки, не требующие ремонта.

Для снижения себестоимости ремонта ГТД в целом на этапе дефектации необходимо в зависимости от выявленного технического состояния лопаток обоснованно принять одно из решений, описанных выше.

Для решения этой задачи использовались следующие методы принятия решений: методы ТНМ (метод максиминной свертки, отношения предпочтений, аддитивной свертки) и МАИ. Для сбора статистических данных был проведен анализ ведомостей дефектов 20 комплектов лопаток второй ступени турбины низкого давления двигателя Д-36.

При принятии управленческих решений и прогнозировании возможных результатов лица, принимающие решение обычно сталкиваются со сложной системой взаимосвязанных компонент (ресурсы, желаемые исходы или цели), которую нужно проанализировать. МАИ (Analytic Hierarchy Process), предложенный Т. Л. Саати [4-7], сводит исследование сложных систем к последовательности попарных сравнений их отдельных составляющих. Ме-



Рис. 1. Рабочая лопатка турбины ГТД

тод отличается простотой и дает хорошее соответствие интуитивным представлениям решения проблемы. МАИ предусматривает следующие этапы: построение иерархии, формирование матрицы попарных сравнений (МПС), получение вектора приоритетов, оценка степени согласованности МПС.

Этап построения иерархии предусматривает выделение цели задачи, возможных альтернатив и критериев их оценки. В ремонтном производстве задачей дефектации деталей (лопаток турбины) является принятие решения о ремонтпригодности рассматриваемого компонента. Выделим возможные альтернативы: установить лопатки на двигатель без ремонта; установить с оформлением карты разрешения; забраковать; подвергнуть ремонту по маршруту 1; выполнить ремонт по маршруту 2; выполнить ремонт по маршруту 3.

В качестве критериев оценки состояния лопаток выбраны характерные дефекты, выявляемые на этапе дефектации, которые разбиты на группы (по методам выявления):

- группа 1 – метрологический контроль – дефекты, выявляемые при метрологическом контроле (отклонения: размера l_1 , размера l_2 , размера l_3 , размера l_4 , размера h (рис. 2));
- группа 2 – визуальный контроль – дефекты, выявленные при визуальном осмотре (раковины, деформации, выработка, вырывы металла, забои-

ны, налипание металла);

- группа 3 – люминесцентный контроль – трещины и другие дефекты, выявляемые при контроле люминесцентным методом (свечение, выпотевание).

Для сравнения критериев (дефектов или фактического состояния лопатки) относительно допустимых значений поставим следующий вопрос: "Насколько критерий 1 отклонился от допустимого значения по сравнению с критерием 2?". Здесь допустимое значение – значение, входящее в поле допуска ремонтного чертежа или таблиц допустимых отклонений. Также отклонение критерия может выходить за поле допуска ремонтного чертежа, в одних случаях до такого предела, при котором экономически обоснованным является ее ремонт, либо ремонт является нецелесообразным. Назовем этот предел ремонтируемым полем допуска. Схема расположения полей допусков на возможные отклонения критерия представлена на рис. 3.

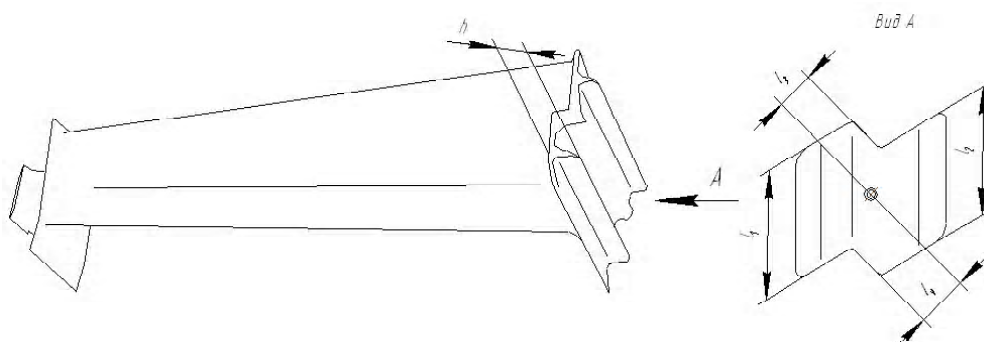


Рис. 2. Параметры, контролируемые при метрологическом контроле лопаток турбины



Рис. 3. Схема расположения полей допусков

Отклонение размеров оценивали по схеме, показанной на рис. 4.

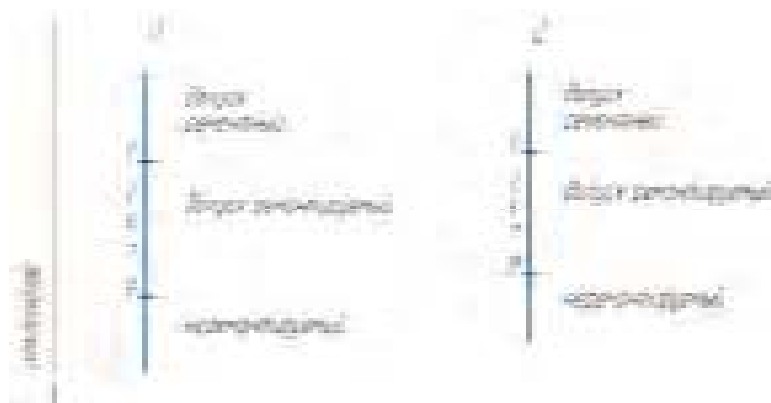


Рис. 4. Шкала для оценки критериев

Преимущество одного критерия над другим оценивается отношением $i1/i2$.

В связи с делением отклонений на величину поля допуска возникают различные ситуации приоритетов альтернатив относительно критерия. Рассмотрим все случаи:

- чем больше отклонение критерия 1, тем больше приоритет (по убывающей) у одного вариантов решения: забраковать, отремонтировать по технологии 1, установить на двигатель с оформлением карты разрешения, установить на двигатель, отремонтировать по технологиям 2, 3;

- если отклонение критерия 1 входит в поле ремонтного допуска, то возможны следующие приоритеты: отремонтировать по технологии 1, установить на двигатель с оформлением карты разрешения, забраковать, установить на двигатель, ремонты по технологиям 2, 3;

- если отклонение критерия 1 входит в поле допуска ремонтного чертежа, то возможны следующие приоритеты: установить на двигатель, установить на двигатель с оформлением карты разрешения, отремонтировать по технологии 1, забраковать, отремонтировать по технологиям 2, 3.

Для сравнения альтернатив поставим вопрос: "Насколько больше приоритет альтернативы 1 по сравнению с альтернативой 2, если отклонение критерия 1 входит в поле допуска ремонтного чертежа".

Построим иерархию, которая представлена на рис. 5.

Построение МПС критериев одного уровня иерархии между собой и альтернатив относительно критериев осуществляется экспертами. Для всех МПС определена приближенная оценка локального вектора приоритетов W , максимальное собственное значение $\lambda_{\max}$, индекс согласованности CI , отношение согласованности CR [4].

Элементы ТНМ успешно применяются для при-

нятия решений. Экспертные оценки альтернативных вариантов по критериям могут быть представлены как нечеткие множества или числа, выраженные с помощью функций принадлежности. Для упорядочения нечетких чисел существует множество методов: максиминной свертки, отношения предпочтений, аддитивной свертки [8]. Данные методы отличаются друг от друга способом свертки и построения нечетких отношений.

В методе максиминной свертки критерии определяют некоторые понятия, а оценки альтернатив представляют собой степени соответствия этим понятиям.

Метод отношения предпочтения заключается в построении множества недоминируемых альтернатив на основе нечеткого отношения предпочтения.

В методе аддитивной свертки экспертные предпочтения представлены с помощью нечетких чисел, имеющих функции принадлежности треугольного вида.

Решим задачу оценки состояния лопаток турбины ГТД методами ТНМ: максиминной свертки, отношения предпочтений, аддитивной свертки. Результаты решения задачи оценки состояния лопаток ГТД методами анализа иерархий и ТНМ представлены в табл. 1.

Таблица 1— Результаты решения задачи оценки состояния лопаток ГТД методами анализа иерархий и теории нечетких множеств

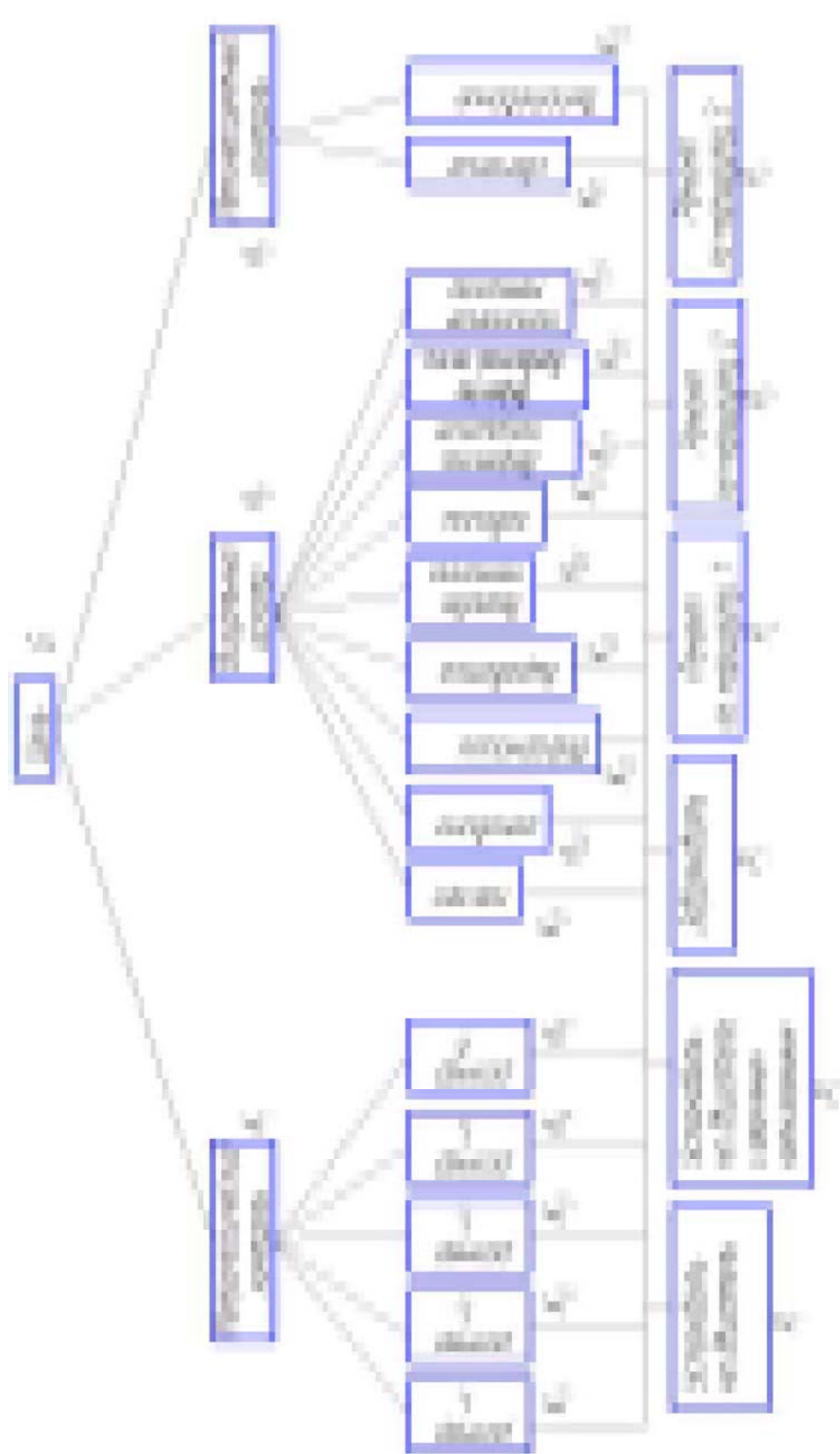


Рис. 5. Иерархия оценки состояния лопаток турбины ГТД

Анализ ведомостей дефектации лопаток турбины двигателя Д-36 и принятые в каждом конкретном случае специалистами решения свидетельствуют о несовпадении результатов (табл. 1). Данное явление объясняется различием в способах представления экспертной информации и различием подходов к принятию решений. Так, в основу МАИ и метода отношения предпочтений заложен рационально-взвешенный подход, основанный на попарных сравнениях объектов и нормированных весовых коэффициентах. Метод максиминной свертки является реализацией пессимистического подхода, игнорирующего хорошие стороны альтернатив, когда лучшей считается альтернатива, имеющая минимальные недостатки по всем критериям. Метод аддитивной свертки предлагает оптимистический подход в том случае, когда низкие оценки по критериям имеют одинаковый статус по сравнению с высокими [8].

Таким образом, предложенная методика экспертной оценки технического состояния деталей авиационных двигателей может быть использована на отечественных предприятиях авиационной промышленности для автоматизации труда экспертов-аналитиков и поддержки принятия решений по устранению возможных дефектов (ремонту) деталей. Методика является универсальной и может применяться для оценки составных частей не только авиационных двигателей, но и для других компонентов любых технических объектов.

Список литературы

1. Адаменко В.А., Дубровин В.И., Субботин С.А. Диагностика лопаток авиадвигателей по спектрам затухающих колебаний после ударного возбуждения на основе нейронных сетей прямого распространения // Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні. – 2000. – № 1. – С. 91-96.
2. Дубровин В.И. Идентификация и оптимизация сложных технических процессов и объектов. – Запорожье:ЗГТУ. – 1997. – 92 с.
3. Дубровин В.И., Субботин С.А. Нейросетевая диагностика газотурбинных лопаток // Оптическое, радиоволновые и тепловые методы и средства контроля качества материалов, промышленных изделий и окружающей среды / Тезисы докладов VIII международной научно-технической конференции. – Ульяновск: УлГТУ. – 2000. – С. 121-124.
4. Дубровин В.И., Миронова Н.А., Конопля В. И. Многокритериальная оптимизация технологического процесса с использованием метода анализа иерархий // Радиоэлектроника. Информатика. Управление. – 2005. – №2. – С. 47-53.
5. Миронова Н.А. Модифицированный метод анализа иерархий в системах поддержки принятия групповых решений // 9-й Международный молодежный форум "Радиоэлектроника и молодежь в 21 веке": Сб. материалов форума. – Харьков: ХНУРЭ, 2005. – 291 с.
6. Дубровин В.И., Миронова Н.А. Модифицированный метод анализа иерархий в системах поддержки принятия решений // Тижень науки. Тези доповідей науково-технічної конференції, Запоріжжя, 25-28 квітня 2005 р. – Запоріжжя: ЗНТУ, 2005. – 203 с.
7. Миронова Н.А. Анализ методов решения задачи оценки состояния лопаток авиационного двигателя // 10-й Международный молодежный форум "Радиоэлектроника и молодежь в 21 веке": Сб. материалов форума. – Харьков: ХНУРЭ, 2006. – 433 с.
8. Андрейчиков А.В., Андрейчикова О.Н. Анализ, синтез, планирование решений в экономике. – М.: Финансы и статистика, 2002. – 368 с.

Поступила в редакцию 28.06.2006 г.

Розглянуто вирішення задачі оцінки стану лопаток газотурбінних двигунів методами аналізу ієрархій й теорії нечітких множин. Запропоновано методику автоматизованої експертної оцінки технічного стану деталей авіаційних двигунів.

The problem of gas turbine blade state value is analyzed by means of analytic hierarchy process and theory of fuzzy sets methods. The automated expert assessment strategy of aircraft engine components technical condition is suggested.

УДК 621.74.045:620.179

В. В. Наумик, Г. А. Бялик**УПРОЩЕННЫЙ МЕТОД КОНТРОЛЯ ЗАГРЯЗНЕННОСТИ
ЖИДКОМЕТАЛЛИЧЕСКОГО КРИСТАЛЛИЗАТОРА**

Разработан упрощенный метод и соответствующее оборудование для контроля загрязненности материала жидкометаллического кристаллизатора при вакуумном литье жаропрочных сплавов. Метод основан на изменении отражательной способности образцов алюминия, отобранных из ванны кристаллизатора после определенного количества проведенных плавов.

В настоящее время для получения отливок из жаропрочных сплавов с направленной кристаллизацией, в том числе и монокристаллических, широкое распространение получил метод, основанный на охлаждении керамической формы в расплавленном теплоносителе – жидкометаллическом кристаллизаторе.

В качестве жидкометаллического кристаллизатора применяются расплавы металлов, которые должны соответствовать ряду требований.

Прежде всего, они должны иметь низкую температуру плавления, высокий коэффициент теплопередачи и теплоемкости. При использовании в вакууме расплав должен иметь низкое давление паров при температуре контакта с формой и высокую температуру кипения. Кроме того, жидкометаллический кристаллизатор должен быть инертным по отношению к керамической форме, к материалу ванны, в которой он находится, к жаропрочному сплаву в случае случайного попадания в последний, обладать малой токсичностью [1].

Указанным требованиям в наибольшей степени соответствуют олово, алюминий, галлий и индий (таблица 1).

Таблица 1 – Некоторые теплофизические свойства металлов, рекомендуемых для исследования в качестве жидкометаллических кристаллизаторов

© В. В. Наумик, Г. А. Бялик 2006 г.

Галлий и индий – дорогостоящие металлы.

Реально в качестве жидкометаллических кристаллизаторов применяются олово и алюминий.

Достоинством олова является низкая температура плавления, высокий коэффициент теплоотдачи, несмачиваемость оловом керамической формы и невысокая агрессивность по отношению к сплавам на основе железа, в частности стали. Основным недостатком олова состоит в том, что при случайном попадании его в жаропрочный сплав в количествах, превышающих 0,1 %, происходит существенное снижение длительной прочности.

По сравнению с оловом алюминий имеет следующие преимущества: он дешевле и не оказывает негативного влияния на жаропрочный сплав, так как является для последнего легирующим элементом. Однако высокая химическая активность расплавленного алюминия затрудняет выбор материала ванны. В настоящее время наиболее подходящим материалом ванны для расплавленного алюминия является чугун [1].

Основной теплофизической характеристикой алюминия, как жидкометаллического кристаллизатора, является теплопроводность. Ранее проведенными исследованиями было установлено, что теплопроводность алюминия существенно уменьшается в процессе увеличения длительности его использования в качестве жидкометаллического кристаллизатора [2].

Причиной снижения теплопроводности является загрязнение алюминия вследствие длительности контакта в расплавленном состоянии с чугунной ванной, а также попадания в расплав частиц керамической формы и радиационных графитовых нагревателей.

Для получения стабильных качественных показателей отливок, получаемых методом высокоскоростной направленной кристаллизации, необходимо периодически контролировать теплопроводность жидкометаллического кристаллизатора.

Известно, что контроль качественных показателей металла проводится на технологической и экономической основе [3].

Непосредственное измерение теплопроводности является наиболее объективным методом конт-

роля жидкометаллического кристаллизатора. Однако этот метод требует применения сложных приборов, которые в настоящее время промышленностью не выпускаются. Кроме того, для определения теплопроводности необходимо изготовить специальные образцы. Следовательно, измерение теплопроводности в условиях литейных цехов экономически нецелесообразно.

Известно, что существует довольно тесная корреляционная связь между теплопроводностью металлов и их электропроводностью [4]. В свою очередь, на электропроводность металлов, в том числе и алюминия, существенное влияние оказывает загрязненность последнего такими элементами, как железо, кремний и марганец [3]. Именно эти элементы входят в состав чугуновой ванны, контактирующей с расплавленным алюминием. Резко снижает электропроводность алюминия хром, который является легирующим компонентом жаропрочных сплавов. Попадание небольших количеств жаропрочных сплавов в жидкометаллический кристаллизатор возможно при заливке этих сплавов в керамические формы.

Алюминий покрыт тонким оксидным слоем окиси алюминия, прозрачным для излучения в диапазоне электромагнитных волн видимого спектра. Блестящая полированная поверхность алюминия обладает высокой способностью к отражению всех видов электромагнитного излучения в широком диапазоне длин волн.

Из всей энергии падающих на поверхность электромагнитных волн основная часть отражается, остаток (A) поглощается ($R + A = 1$). Отражательная способность алюминия зависит от длины волны. Максимальная отражательная способность алюминия проявляется при ультрафиолетовом излучении, минимальная – при красном и инфракрасном.

Примеси, присутствующие в оксидном слое алюминия в виде окислов кремния, железа, титана образуют дополнительные рассеивающие центры, снижающие величину направленного отражения. Содержание этих окислов определяется степенью чистоты алюминия по указанным элементам. На рис. 1 представлено влияние степени чистоты на отражающую способность алюминия.

Таким образом, по отражательной способности можно оперативно оценить степень чистоты алюминия при его многократном использовании в качестве жидкометаллического кристаллизатора.

Для указанной цели было разработано устройство для определения отражательной способности образцов алюминия, отобранных из ванны с жидкометаллическим кристаллизатором (рис. 2).

Устройство состоит из штатива 1, на котором установлена головка 2. В головку вмонтированы монохроматический лазерный источник 3, фотодиод 4. Плоскость измерительной головки, на которую

устанавливается образец алюминия 5 в виде полированного шлифа расположена под углом 45° к источнику излучения и -45° – к детектору. Электропитание источника монохроматического излучения осуществляется от стабилизированного блока питания 6. Детектор отраженного излучения соединен с вторичным прибором – цифровым милливольтметром 7.

Устройство работает следующим образом. Параллельный пучок монохроматического излучения падает на поверхность шлифа под углом 45° . Отражаясь от поверхности шлифа также под углом 45° , пучок излучения фокусируется на фотодиоде. Возникающая при этом ЭДС, пропорциональная интенсивности отраженного излучения, фиксируется цифровым милливольтметром.

В качестве эталона для настройки и градуировки устройства были использованы свежеприготовленные металлографические шлифы из следующих чистых металлов: серебра, меди и никеля, отражательная способность которых известна по справочным данным. Шлифы были механически отполированы в одинаковых условиях.

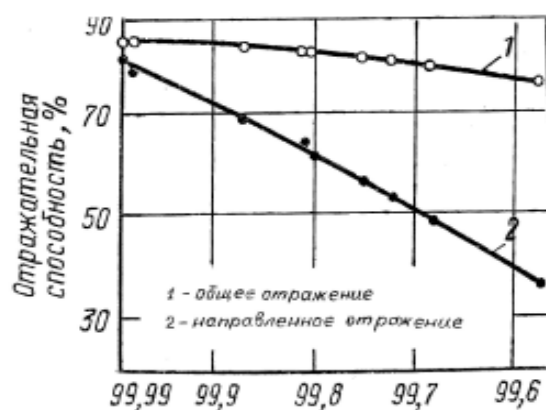


Рис. 1. Влияние степени чистоты на отражательную способность

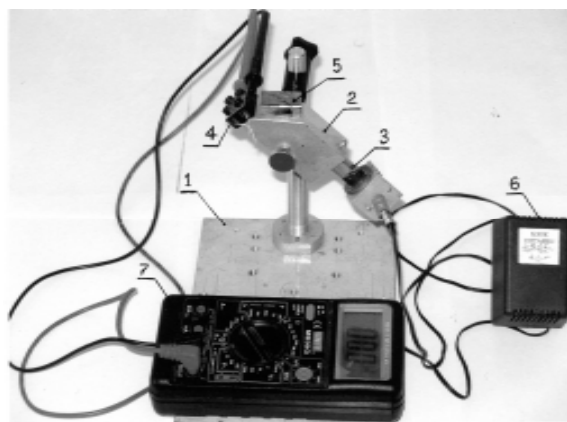


Рис. 2. Устройство для определения отражательной способности алюминия

Опробование разработанного устройства показало его высокую чувствительность и стабильность показаний в течение длительного времени, что позволяет в дальнейшем использовать его для оперативного контроля качественных показателей жидкометаллического кристаллизатора.

Список литературы

1. Монокристаллы никелевых жаропрочных сплавов / Р.Е.Шалин, И.Л.Светлов, Е.Б.Качанов и др. – М.: Машиностроение, 1997. – 336 с.
2. Изменение теплофизических свойств жидкометаллического кристаллизатора в процессе его эксплуатации при вакуумном литье жаропрочных сплавов / Наумик В.В. // Проблемы трибологии (Problems of Tribology). – 2006. – № 1. – С. 31-35.
3. Алюминиевые сплавы (свойства, обработка,

применение). Справочник / Под ред. Х.Нильсена, В.Хуфнагеля, Г.Гакулиса. – Пер. с нем. М.: Металлургия, 1979. – 679 с.

4. Металловедение и термическая обработка стали: Справ. изд. – 3 изд., перераб. и доп. Т.1. Методы испытаний и исследования / Под ред. Бернштейна М.Л., Рахштадта А.Г. М.: Металлургия, 1983. – 352 с.

Поступила в редакцию 10.07.2006 г.

Розроблено спрощений метод та відповідне обладнання для контролю забрудненості матеріалу рідкометалевого кристалізатора при вакуумному литті жароміцних сплавів. Метод оснований на зміні здібності до відзеркалювання зразків алюмінію, відібраних від вани кристалізатора після певної кількості проведених плавок.

Simplified method and respective equipment to control the contamination of liquiedmetal crystallizer during vacuum casting of heat resistant alloys. The method is based on changing the reflective ability aluminium specimens taken from a crystallizer bath after a definite number of heats produced.

УДК 621.891

*И. В. Волков, Ю. Ю. Дегтярева, Л. М. Лубенская, А. П. Николаенко***ВЛИЯНИЕ ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК МАТЕРИАЛА ИЗДЕЛИЯ НА ЕГО ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ**

В статье обоснована необходимость повышения долговечности изделий, в том числе твердости и износостойкости поверхностного слоя материала, приведены результаты исследований по данным характеристикам при применении традиционных методов обработки и вибрационной обработки (ВиО) с U-образной формой контейнера.

Выход из строя деталей и рабочих органов машин при нормальных условиях эксплуатации является следствием физического износа разных видов: усталостных разрушений, ползучести материалов, механического износа, коррозии, эрозии, кавитации, старения материала и др.

Большинство машин (85-90 %) выходит из строя именно по причине износа их деталей. Затраты на ремонт и техническое обслуживание машины в несколько раз превышают ее стоимость: например, для автомобилей в 6 раз, для самолетов до 5 раз, для станков до 8 раз [1].

К основным технологическим мероприятиям, повышающим долговечность машин, можно отнести следующие: разработка высокоизносостойких материалов для различных условий эксплуатации машин и получение из них заготовок высокого качества, близких по форме и размерам к готовым деталям; создание технологических приемов, обеспечивающих изготовление деталей заданной точности и стабильности, как по размерам, так и по физико-механическим свойствам; применение методов контроля качества материалов, заготовок и готовых изделий по соответствующим показателям надежности; использование процессов упрочняющей обработки для получения требуемого качества рабочих поверхностей деталей машин с высоким сопротивлением изнашиванию и поломкам в различных условиях эксплуатации.

Наиболее распространены следующие технологические методы повышения износостойкости деталей машин: термическая обработка, химическая обработка, химико-термическая обработка, поверхностное пластическое деформирование, алмазное выглаживание, упрочнение чеканкой, гидрополирование, обработка поверхности взрывным нагружением, электроискровое упрочнение, гальванические покрытия, химические покрытия, способы придания поверхности антифрикционных свойств, наплавка и др.

Среди методов пластического деформирования большой интерес представляет виброабразивная упрочняющая обработка. Обработка производится на ВиО-станках, чаще всего, с U-образной формой контейнера. Контейнеры изготавливают с различ-

ным размерным рядом, объемом от 3 до 1000 л и более. Станки обеспечивают возможность работы на различных режимах (амплитудах от 0,5 до 7-10 мм и частотах 33-80 Гц). При этом в контейнер одновременно загружают значительное количество деталей. Именно универсальность оборудования для ВиО обеспечивает возможности осуществления с его помощью целого ряда операций, таких как зачистные, отделочные, и в том числе упрочняющие.

До настоящего времени физическая природа упрочнения полностью не выяснена [2]. Однако все процессы обработки металлов давлением основаны на использовании пластичности металла, под которой понимают способность металла деформироваться без разрушения под воздействием внешних сил и сохранять полученную форму после прекращения действия этих сил.

Пластичность при обработке давлением зависит от природы металла или сплава, его химического состава, структуры, механических свойств, температуры нагрева, скорости и степени деформации, а также от схемы напряженного состояния. Наличие в металле пор, газовых пузырей, твердых и хрупких неметаллических включений, микро- и макротрещин снижает его пластичность.

На процесс виброабразивной обработки влияют более 50-ти факторов [3]. Аналитически описать данный процесс достаточно сложно, и поэтому большое значение придается экспериментальным исследованиям.

Микротвердость H_m является очень важной составляющей характеристики физико-механических свойств поверхностного слоя, и ее следует рассматривать как следствие упругопластических деформаций, вызванных действием ударно-волновых процессов, сопровождающих вибрационное воздействие [4].

Ниже приведены результаты исследований процесса вибронаклепа и параметры, влияющие на изменение микротвердости поверхностного слоя при обработке. При этом использовались широко распространенные методы и приборы в соответствии с ГОСТ 9450-60 (измерение с помощью приборов ПМТ-3 и ПМТ-5 на косом и прямом срезах, а в отдельных случаях с послойным стравливани-

ем).

Результаты виброабразивной обработки образцов из стали 45 (отожженной и закаленной) представлены на рис. 3. Анализ полученных результатов показывает, что с увеличением амплитуды колебаний отмечается увеличение микротвердости поверхностного слоя, что можно объяснить увеличением сил микроударов гранул рабочей среды (в данном случае стальных закаленных шариков), воздействующих на обрабатываемую поверхность образцов. При наибольшей для принятых условий обработки амплитуде колебаний (1,5 мм) микротвердость закаленной стали 45 возросла на 15-22 % и составила 388 Н/мм². Подобные исследования проводились в работе [4]. При сравнении полученных результатов совпал характер кривых, но начальные параметры были различны, что отражено на графиках (кривая 3) рис. 1.

Если для закаленных образцов при $A = 1,5$ мм рост Нм прекращается, то для отожженных образцов есть основания ожидать дальнейшего увеличения Нм при увеличении амплитуды колебаний (см. рис. 1). Наибольшая микротвердость, измеренная на глубине 20 мкм, составила 185 Н/мм².

Исследования также показали, что как для отожженных, так и для закаленных образцов увеличение частоты колебаний приводит к увеличению Нм, что объясняется увеличением числа микроударов.

Результаты исследований показывают, что после вибрационной обработки в течение 60 мин структура в сердцевине металла не изменяется, в поверхностных же слоях наблюдается некоторое измельчение зерен, увеличение участков с сорбитной структурой и местами разрыв цементитной сетки. Микротвердость поверхностных слоев по сравнению с исходной повышена на 15-22 %.

После обработки в течение 240 и 480 мин структура сердцевины также существенно не изменяется. У поверхности же наблюдаются плотные слои сорбитной и даже трооститсорбитной структуры, цементитная сетка почти полностью разорвана. Микротвердость поверхностных слоев по сравнению с исходной повышена на 21-28 %.

Исследовано влияние рабочей среды на изменение микротвердости поверхностного слоя образцов в среде стальных закаленных шаров $d = (3-4)$ мм (1), фарфоровых шаров $d = (20-25)$ мм (2) и абразивных гранул (АН-2) (3).

Режим и продолжительность обработки: $A = 1,5$ мм, $f = 63$ Гц, $t = 120$ мин. Обрабатываемые образцы имели прямоугольную форму $10 \times 20 \times 5$ мм и были изготовлены из закаленной и отожженной стали 45. Микротвердость измеряли на глубине 10 мкм для закаленных образцов и на глубине 20 мкм для отожженных.

Результаты экспериментов представлены на рис. 2.

Для определения влияния ВиО на износостойкость изделия был проведен ряд исследований.

Были изготовлены два комплекта образцов (рис. 3) из трех видов материала: стали 3, стали 45 и быстрорежущей стали Р9. Первая группа образцов после токарной чистовой обработки ($Ra = 6,3$ мкм) подвергалась шлифованию на станке модели ПШСМ-2 ($Ra = 3,2$ мкм), вторая – после токарной чистовой обработки ($Ra = 6,3$ мкм) обрабатывалась на станке ВМИ-1003 в течение 180 мин в стальных закаленных шариках $d = 5$ мм ($Ra = 3,2$ мкм).

Данные образцы были выполнены в виде роликов и играли роль диска в трущейся паре "колодка-диск". В качестве колодок были изготовлены образцы из резины ТМКЦ (тепломорозо-кислотоустойчивая, повышенной твердости (по Шору – $A = 65-80$ у.е.)) ГОСТ 7338-77.

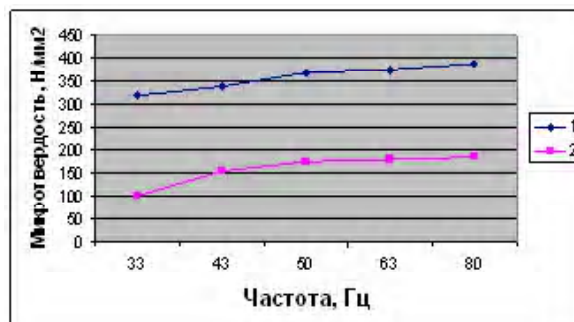
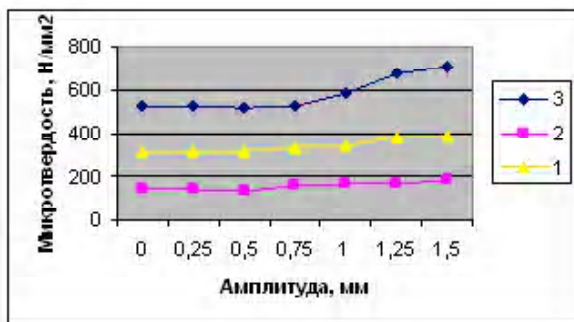


Рис. 1. Влияние амплитуды и частоты колебаний на микротвердость поверхностного слоя стали 45. Закаленная – 1; отожженная – 2

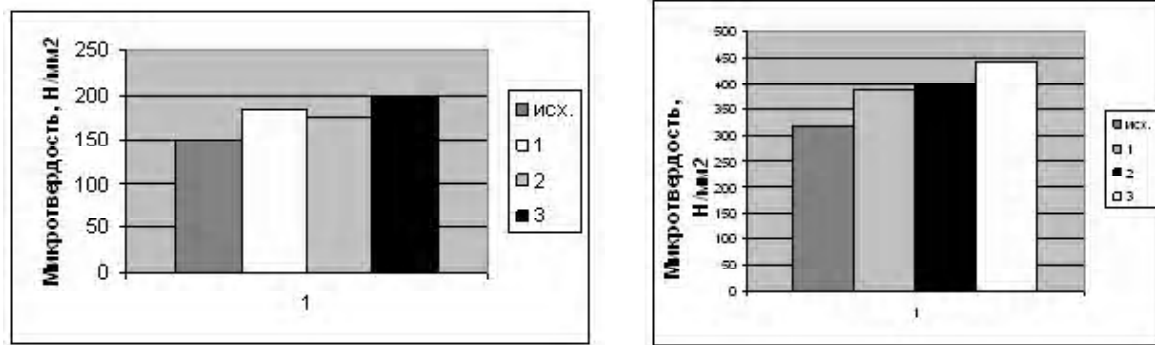


Рис. 2. Влияние вида рабочей среды на изменение микротвердости: а – отожженные; б – закаленные, где 1 – стальные закаленные шарики $d = (3-4)$ мм, 2 – фарфоровые шарики $d = (20-25)$ мм, 3 – абразивные гранулы (АН-2)



Рис. 3. Образцы для измерения износостойкости деталей

Эксперимент проводился в несколько этапов:

I. Приготовленные образцы взвешивались на аналитических весах (ВЛА – 200 гр. – М, 1969 № 926).

II. Образцы обрабатывались на машине трения (см. рис. 4) всухую, без охлаждения, в течение 78 секунд (до момента начала плавления резины) по 20 подходов для каждого образца.

III. После окончания обработки производилось повторное взвешивание.



Рис. 4. Закрепление деталей на машине трения

В процессе эксперимента также была определена твердость образцов по Бринеллю до и после обработки. Результаты исследований сведены в табл. 1.

Полученные результаты (и их анализ) позволяют сделать следующие выводы:

1. С ростом массы и твердости гранул рабочей среды, при неизменных режимах обработки, наблюдается пластическое деформирование и повышение микротвердости поверхностного слоя деталей.

2. Структура стали – один из основных параметров, влияющих на качество поверхностного слоя, в том числе и его износостойкость:

Сталь 3. Структура данной стали: феррит + перлит, с преобладанием именно феррита, рыхлая, мягкая, не подвергается ТО и упрочнению, что и показали результаты (износ материала относительно постоянен). Наблюдается устойчивое снижение шероховатости поверхности, поэтому ВиО рекомендуется для обработки деталей из данной стали как на зачистных операциях, так и на финишных.

Сталь 45. Структура данной стали: феррит + перлит, легко подвергается упрочнению с помощью ВиО (рис.5), что подтверждается и экспериментально. Твердость материала повышается после ВиО на 15-22 %, а износ материала уменьшается в 2,46 раза. Следовательно, в качестве финишных операций для получения низкой шероховатости и упрочненного поверхностного слоя можно рекомендовать ВиО методы, и следует продолжить исследования по выбору оптимальных режимов обработки, в первую очередь, амплитуды, частоты и времени обработки.

Сталь Р9. Данная сталь обладает высокой теплостойкостью, т.е. способностью сохранять мартенситную структуру и соответственно высокую твердость, прочность и износостойкость при повышенных температурах. Она сохраняет мартенситную структуру при нагреве до 600-620 °С. Поэтому в зоне контакта (зоне сухого трения) при большой скорости вращения деталей температура повышается и удерживается именно в поверхностном слое (не распространя-



разца. Износ детали при этом обнаружен не был. Учитывая твердость стали и прослеживающееся снижение шероховатости при ВиО, следует провести исследования по выбору оптимальной формы и размеров гранул рабочей среды.

конструкционных сталей повышается до 15-20 %; на износостойкость поверхностного слоя влияют как величина шероховатости поверхности, так и глубина наклепанного слоя.

4. Предварительные испытания на износостойкость показали положительные результаты применения вибрационного метода обработки деталей, как финишной операции, комплексно улучшающей поверхность.

Вывод

Учитывая универсальность вибрационного оборудования, этот метод рекомендуется использовать для повышения эксплуатационных свойств изделия, в том числе и износостойкости.

Список литературы

1. Триботехника: Учебник для студентов вузов. – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1989. – 328 с.
2. Теория обработки металлов давлением. Сторо-

жев М.В., Попов В.А. Учебник для вузов. Изд. 3-е, переработ. и доп. – М.: Машиностроение, 1971. – 424 с.

3. Венцкевич Г. С. Влияние некоторых параметров абразивного наполнителя на эффективность процесса шлифования в вибрирующих резервуарах. Дисс. канд. техн. наук. – Ворошиловград, 1985. – 175 с.
4. Бабичев А.П., Бабичев И.А. Основы вибрационной технологии. Ростов-на-Дону: Издательский центр ДГТУ. – 1998. – 624 с.

Поступила в редакцию 05.06.2006 г.

В статті обґрунтовано необхідність підвищення довговічності виробів, в тому числі твердості та зносостійкості поверхневого шару матеріалу, а також приведені підсумки досліджень за даними характеристиками при використанні традиційних методів обробки і вібраційної обробки із U-подібною формою контейнера.

The article substantiates the necessity to improve durability of parts in the sense of hardness and wear resistance of a material surface layer. Results of researches on these characteristics are given when using traditional methods of treatment and vibrational processing (ViP) with an U-shape of container.

УДК 620.178.2

Г. А. Бялик, В. И. Гонтаренко, Э. А. Бажмина

ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ПРОЧНОСТНЫХ СВОЙСТВ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ ПРИ ПОВЫШЕННЫХ ТЕМПЕРАТУРАХ

На основании анализа литературных данных и результатов экспериментальных исследований предложена методика оценки прочностных свойств сталей и сплавов при повышенных температурах по показателям их твердости по Виккерсу.

Некоторые ответственные детали современных машин и механизмов работают в условиях повышенных температур. Ориентировочно предельную жаропрочность металлических материалов можно оценить по следующей формуле [1]:

$$t_{\text{раб}} = 0,6 t_{\text{пл}}$$

где $t_{\text{раб}}$ – предельная рабочая температура;
 $t_{\text{пл}}$ – температура плавления.

Более точные данные могут быть получены на основании результатов механических испытаний при высоких температурах. Однако такие испытания требуют применения дорогостоящих испытательных установок.

Известно, что существует зависимость между пределом прочности металлических материалов и показателями их твердости по Бринеллю и Виккерсу [2].

Указанные зависимости были использованы для прогнозирования прочностных свойств литой углеродистой стали в работе [3]. В работе [4] с помощью показателей твердости по Виккерсу оценивался предел прочности жаропрочного сплава на никелевой основе. Таким образом, по показателям твердости возможна оценка предела прочности металлических материалов не только при нормальной (20 °С), но и при повышенных температурах.

Статистической обработкой справочных данных, приведенных в работе [5], были установлены зависимости предела прочности некоторых металлов, применяемых в качестве основы современных конструкционных материалов, от показателей твердости по Виккерсу при различных температурах.

Эти зависимости достаточно корректно могут быть аппроксимированы для рассмотренных металлов следующими сплайнами четвертой степени (табл. 1).

На основании анализа полученных зависимостей логично предположить, что оценку прочности металлических материалов при повышенных температурах можно производить, используя показатели твердости по Виккерсу их основы.

Для практической проверки указанного предположения определили твердость по Виккерсу и предел прочности стали 09Г2 в диапазоне температур от 600 до 1100 °С. Исследования выполняли на установке ИМАШ-9-69. По показателям твердости по Виккерсу определяли расчетные значения предела прочности с помощью интерполирующего сплайна. Результаты проведенных исследований приведены в табл. 2.

Сопоставление расчетных и экспериментальных результатов определения предела прочности стали 09Г2 при повышенных температурах показало незначительное расхождение между ними.

Таким образом, метод расчетного определения предела прочности металлических материалов по показателям их твердости вполне применим для оценки прочностных свойств сталей и сплавов, работающих в условиях повышенных температур.

Таблица 1 – Интерполирующие сплайны 4-й степени, отражающие зависимость предела прочности от твердости по Виккерсу для некоторых металлов

© Г. А. Бялик, В. И. Гонтаренко, Э. А. Бажмина 2006 г.

Таблица 2 – Расчетные и экспериментальные значения предела прочности стали 09Г2 при различных температурах

Список литературы

1. Гуляев Б.Б. Синтез сплавов. – М.: Металлургия, 1984. – 159 с.
2. Дрозд М.С. Определение механических свойств металлов без разрушения. – М.: Металлургия, 1965. – 171 с.
3. Бялик Г.А., Гонтаренко В.И., Бажмина Э.А. Оценка прочности металлических материалов. Вісник двигунобудування: Запоріжжя.: ОАО "Мотор Сич", № 4/2004. – С. 77-79.
4. Лозинский М.Г. Тепловая микроскопия металлов. – М.: Металлургия, 1976 – 303 с.
5. Свойства элементов. В двух частях. 4.1 Физические свойства. Справочник. 2-ое изд. – М.: Металлургия, 1976. – 600 с.

Поступила в редакцию 05.07.2006 г.

На основі аналізу літературних даних і результатів експериментальних досліджень запропоновано методику оцінки міцнісних властивостей сталей і сплавів при збільшених температурах за показниками їх твердості за Вікерсом.

On the basis of analysis of the literary data and results of experimental researches the technique of estimation of steels and alloys mechanical properties is offered at the high temperatures according to their hardness to Vickers.

УДК 669.112.247.6

И. В. Акимов, В. А. Савченко, А. Ю. Яковлев

ЭРОЗИОННАЯ СТОЙКОСТЬ ГРАФИТИЗИРОВАННОЙ СТАЛИ В АГРЕССИВНОЙ СРЕДЕ ПРИ ПОВЫШЕННЫХ ТЕМПЕРАТУРАХ

В работе проведено исследование влияния химического состава графитизированных сталей на скорость термоэрозионного разрушения. Выполнен анализ микромеханизма эрозионного разрушения графитизированных сталей и серого чугуна, указаны основные факторы, влияющие на процесс разрушения.

Графитизированные чугуны (серые и высокопрочные) находят применение для деталей, работающих в условиях агрессивных сред при повышенных температурах: изложницы для разливы черных и цветных металлов, кокили, детали печной арматуры и др. Благодаря наличию значительного количества (7.....12 % объемн.) графитной фазы в структуре, чугуны обладают рядом ценных свойств, которые обуславливают их применение в этой области. По сравнению с металлической матрицей графит имеет более высокую теплопроводность (феррит – 71.....80, перлит – 50, цементит – 37, графит – 268 Вт/м·К) и меньшую смачиваемость жидкими расплавами, что способствует повышению теплопроводности сплава, уменьшению термических напряжений и снижению скорости химического взаимодействия на поверхности раздела чугуна-расплава.

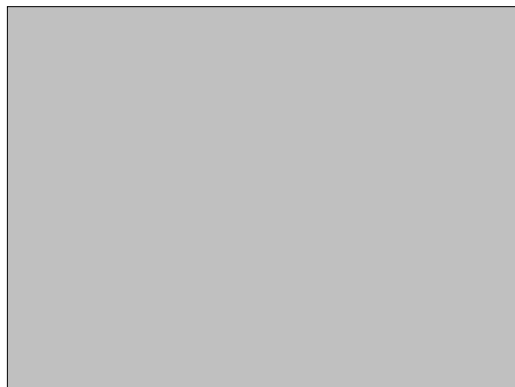
Работа стеклоформирующего инструмента является одним из примеров работы деталей в условиях агрессивных сред при повышенных температурах. Здесь в качестве агрессивной среды выступает расплав стекла. При этом температура в зоне контакта с рабочей поверхностью инструмента достигает 700 °С. Основной объем деталей стеклоформ изготавливается из чугуна. В то же время, причиной выхода из строя до 80 % чугунных деталей стеклоформирующего инструмента является износ вследствие термохимической эрозии, что связано с наличием большого количества графитной фазы в структуре [1]. В связи с этим обращают на себя внимание графитизированные стали, в которых содержание графита в 2-3 раза меньше, чем в чугунах.

Ограниченное применение графитизированных сталей, как конструкционного материала, в том числе и в условиях агрессивных сред в какой-то мере связано с недостаточностью данных об их способности сопротивляться эрозионному разрушению. Данная работа была направлена на восполнение этого пробела: исследовали влияние химического состава на структуру и эрозионную стойкость графитизированной стали в расплаве жидкого стекла при температуре 1000.....1100 °С. Объектом исследова-

ния служили стали с базовым составом: 1,55.....1,65 %C; 0,18.....0,22 %Mn; 0,03.....0,07 %Cr; 0,025.....0,030 %S и 0,032.....0,04 %P, в которых содержание легирующих элементов изменялось согласно табл. 1.

Стали выплавляли в 60-ти килограммовой индукционной печи с основной футеровкой и разливали в сухие песчано-глинистые формы, обеспечившие получение цилиндрических слитков диаметром 50-60 мм.

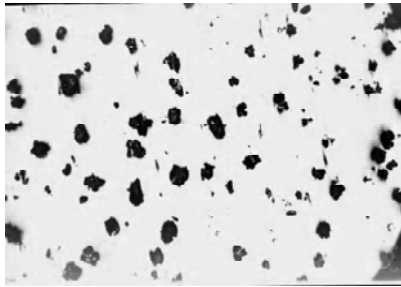
Таблица 1 – Изменение содержания легирующих элементов



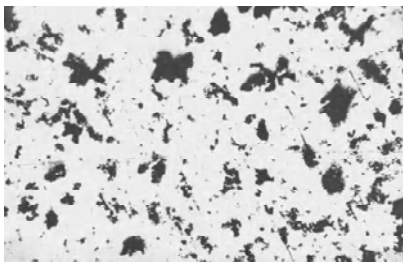
Металлографический анализ полученных сплавов в литом состоянии показал разнородность микроструктур в зависимости от химического состава и, главным образом, от содержания кремния. Так, в сталях с низким содержанием кремния в литом состоянии наблюдалась структура, типичная для заэвтектоидных сталей, представленная фазами перлита и вторичного цементита. В сталях с повышенным уровнем кремния (2,49.....2,57 %) структура была представлена перлитом с пластинчатым графитом в ферритной оторочке.

Полученные образцы подвергали графитизирующему отжигу по режиму, применяющемуся для отжига белых чугунов на ковкие. Как показал металлографический анализ, при содержании кремния 0,96 % графит отжига имел форму близкую к

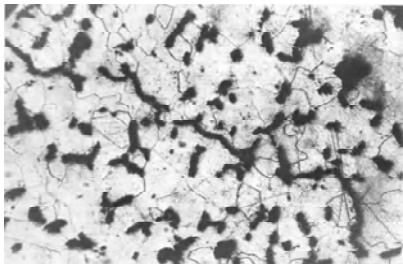
шаровидной (рис. 1а), металлическая матрица при этом была представлена ферритной и перлитной фазами. При 1,74 % кремния образовался менее компактный хлопьевидный графит отжига (рис. 1, б), металлическая матрица при этом также была представлена фазами перлита и феррита. При содержании кремния 2,57 % графит имел пластинчатую форму (рис. 1, в).



а



б



в

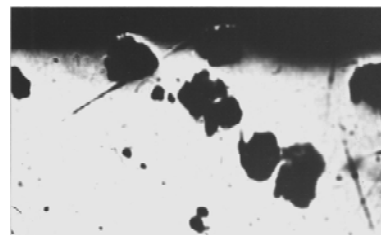
Рис. 1. Типичные структуры графитизированных сталей с различным содержанием кремния ($\times 100$)

Для проведения эксперимента использовалась установка, описанная в работе [2], позволяющая осуществлять с частотой 3 с^{-1} попеременный контакт образца размерами $10\times 10\times 20$ с расплавом стекла и с воздухом в течение 2-х часов. О способности материала сопротивляться воздействию расплавленного стекла судили по скорости потери массы металла, которую определяли согласно [2].

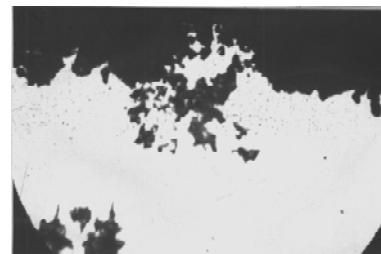
В результате проведения испытаний оказалось что скорость эрозионного износа стали варьировала от $15,3\text{ г/м}^2\cdot\text{час}$ до $31,8\text{ г/м}^2\cdot\text{час}$. Причем мини-

мальный износ имели стали с компактным и хлопьевидным графитом в структуре, максимальной скоростью эрозионного износа обладали стали с повышенным содержанием кремния и пластинчатым графитом в структуре.

Исследование поверхности контакта материал – стекломасса образцов с компактным (рис. 2, а), хлопьевидным (рис. 2, б) и пластинчатым графитом (рис. 2, в) показало, что во всех случаях эрозия происходит преимущественно по включениям графита. Это можно объяснить тем, что графитовые включения более легко, по сравнению с металлической матрицей, механически разрушаются и окисляются, то есть они играют роль своеобразных каналов, по которым разрушительные процессы проникают вглубь металла. Сдерживающим фактором проникновения окислительных агентов внутрь сплава является форма включений.



а



б



в

Рис. 2. Микромеханизм эрозионного разрушения графитизированных сталей ($\times 400$)

Интенсивный эрозионный износ сталей с повышенным содержанием кремния объясняется, прежде всего, наличием графитовых включений пластинчатой формы (см. рис. 2, в). Имея большую про-

тяженность, они давали возможность беспрепятственного проникновения окислительных агентов в глубь металла. Это же, в свою очередь, приводило к эрозии металлической матрицы по границам включений, при этом высокая скорость эрозионного износа была связана, главным образом, с отделением и "вымыванием" в стекломассу частей металлической матрицы, окруженных графитовыми включениями и окисным слоем.

В данной работе также было проведено исследование эрозионного разрушения серого чугуна, который в данное время используется в качестве конструкционного материала для изготовления стеклоформ [1]. Испытывали серый чугун состава: 3,5 % углерода; 1,76.....2,18 % кремния; 0,17.....0,35 % марганца; 0,02.....0,03 % серы; 0,02 % фосфора. Испытания проводились в таких же условиях и на том же оборудовании, что и графитизированные стали. Скорость эрозионного разрушения данного материала составила 31,8 г/м². час. Снимок поверхности чугуна подверженной эрозионному разрушению приведен на рис. 3. Из приведенного снимка видно, что проникновение процесса разрушения в глубь металла происходит по графитовым включениям.

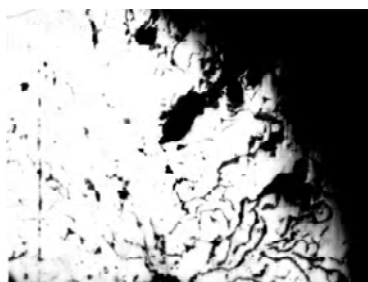


Рис. 3. Разрушение поверхности серого чугуна (угловая часть образца), $\times 200$

Сравнивая механизмы разрушения графитизированных сталей и чугуна можно сделать вывод, что на эрозионные процессы оказывает влияние прежде всего форма графитовых включений. Пластинчатая форма включений в наибольшей степени способствует проникновению процессов разрушения в поверхностные слои металла.

Так как именно графитная фаза (количество и форма включений) влияет на скорость эрозионного разрушения материала, то справедливо говорить, что графитизированная сталь, имеющая в своей структуре компактные включения графита, – перспективный конструкционный материал для изготовления деталей, работающих в условиях агрессивных сред и повышенных температур.

Список литературы

1. Волчок И.П., Колотилкин О.Б., Шейко С.П. Конструкционные материалы для стеклоформующего инструмента. – Запорожье: Издательский центр "Павел", 1997. – 294 с.
2. А.с. 1128148 СССР, МКИ GO1N 3/60. Установка для исследования термостойкости образцов / И.П. Волчок, О.Б. Колотилкин, (СССР). – № 3615089 / 25-28; Заявлено 01.07.83; Опубл. 07.12.84, Бюл. № 45. – С. 128-129.
3. Бобро Ю.Г. Жаростойкие и ростоустойчивые чугуны М.; К.: Машгиз, 1960. – 170с.
4. Александров Н.Н., Клочнев Н.И. Технология получения и свойства жаростойких чугунов. – М.: Машиностроение, 1964. – 171 с.
5. Малышев Г.П. Исследование и разработка сплава, стойкого в среде анодных газов алюминиевых электролизеров: Автореферат диссертации на соискание ученой степени кандидата технических наук. – Запорожье, ЗМИ, 1989. – 20 с.

Поступила в редакцию 27.06.2006 г.

У роботі проведено дослідження впливу хімічного складу графітізованих сталей на швидкість термоерозійного руйнування. Виконано аналіз мікрOMEХАНІЗМУ ерозійного руйнування графітізованих сталей та сірого чавуну, вказано на головні чинники, які впливають на процеси руйнування.

Investigation of the influence of a chemical composition of graphitized steels on rate of thermochemical erosion has been conducted in the work. Analysis of the micromechanism of graphitized steels and grey cast iron has been carried out, the main factors that affect the process of destruction have been specified.

УДК 621.891

В. В. Широков, Н. Б. Рацька

ПІДВИЩЕННЯ ЗНОСОСТІЙКОСТІ СПЛАВУ ВН-10 ОКСИДУВАННЯМ НА ПОВІТРІ

Досліджено зносостійкість і проаналізовано структуру та топографію поверхневих шарів сплаву ВН-10 після тертя із сталлю 45. За умов сухого тертя ковзання кращі трибологічні показники притаманні оксидованому металу в діапазоні температур 350-550 °С.

Надійність і довговічність машин та механізмів залежать від стабільності корозійно-механічних характеристик конструкційних матеріалів. Для задоволення потреб ядерної енергетики, ракетної і космічної техніки необхідне застосування і розробка нових матеріалів із задовільним комплексом експлуатаційних характеристик: високою міцністю, технологічністю, стійкістю в умовах випромінювання, задовільним опором високотемпературному окисленню, а також зносостійкістю та ін [1]. До таких відносяться сплави на основі ніобію. На сьогодні деякі їх фізико-механічні властивості встановлені [1-3], але дані щодо трибологічних показників відсутні. Вивчення процесу тертя, встановлення його основних закономірностей, а також вивчення впливу кисню на механізми зношування ніобію і сплавів на його основі вимагають всебічної уваги.

Мета роботи – дослідити вплив оксидування на зносостійкість сплаву ВН-10.

Методика

Для дослідження застосовувались плоскі зразки сплаву ВН-10 (38...-45 % мас Ti з домішками Mo, Zr, Al до 7 %, решта ніобій) розмірами 14×11×1 мм виготовлено після прокатки (деформація 75 %) та відпалу при 1100 °С протягом години, а також оксидовані у печі типу СНОЛ 1.6.2, 5.1/9-ІЗ в діапазоні температур від 300 °С до 800 °С з кроком 100 °С. Зразки завантажувались у піч після нагріву до заданих температур і витримувались протягом години. Зносостійкість оцінювали на установці для випробувань реверсивним тертям без змашування. Знос зразка і контртіла визначали зважуванням на аналітичній вазі ВЛА-200М з точністю 10⁻⁷ кг. Контртіло – загартована сталь 45. Програма випробувань на зношування прийнята наступною: швидкість тертя 30 мм/с, тривалість циклів 60, 120, 180 хв; шлях тертя $L = 500 \dots 4000$ м; навантаження 0,8 кг; номінальна площа контакту $A_a = 5$ мм².

Результати досліджень

Важливий вплив на процес зовнішнього тертя мають оксидні плівки, які відіграють роль проміжного середовища. Екрануючи контактні поверхні, вони сприяють прояву сил адгезії і не допускають молекулярного схоплення поверхонь матеріалів трибосистеми [4]. Оксидні плівки на поверхні металу

присутні практично завжди. Їх товщина, структура і властивості сильно залежать від температури, тривалентності і середовища нагрівання, а також від хімічного складу матеріалу. Відомо, що основним недоліком ніобію є низький опір окисленню. Механізм його окислення проходить у три стадії, в результаті утворюється вищий пористий порошокподібний оксид Nb_2O_5 (напівпровідник n – типу з дефіцитом по кисню). Специфіка властивостей цієї окалини зумовлює переважну дифузію аніонів кисню через неї та подальшу реакцію окислення на межі розділу метал-оксид. Тому доцільно легувати ніобій елементами, які сприяють утворенню захисних поверхневих плівок на робочій поверхні.

Легування елементами, що утворюють тверді розчини заміщення, суттєво впливають на умови рівноваги ніобію з киснем, вони змінюють розчинність кисню, швидкість дифузії, склад продуктів реакції і кінетику процесів в цілому. Загальновідомо, що оксиди таких елементів, як Ti, Al, Zr, Cr термодинамічно стабільні і в багатьох випадках володіють високою твердістю та іншими фізико-механічними характеристиками, тому можуть впливати на експлуатаційні показники ніобію. Крім цього, легування ніобію титаном до 45 % сприяє підвищенню не тільки жаротривкості за рахунок утворення щільних слабопроникних для кисню плівок, але й підвищити показники міцності. Найпростіше отримати оксидні плівки типу рутилу, корунду можна нагріванням легованого металу на повітрі. Так, після ряду ізотермічних витримок ($T = 500\text{--}1100$ °С) нами встановлено, що на поверхні матеріалу формується щільна окалина, яка згідно з рентгеноструктурним аналізом [5] складається з оксидів типу $\text{Ti}_{0,4}\text{Al}_{0,3}\text{Nb}_{0,3}\text{O}_2$ (рутил) і TiNb_2O_7 .

Хіміко-термічна обробка на повітрі суттєво впливає на опір зношуванню сплаву (рис. 1) Дослідження на зносостійкість за умов сухого тертя ковзанням показали, що на малих базах дослідження найвищу зносостійкість має сплав ВН-10 після окислення на повітрі за температур 400-500 °С (рис. 1).

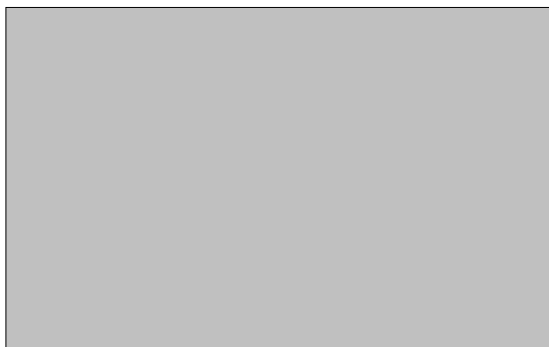


Рис. 1. Зношування сплаву BN-10 у вихідному стані, після відпалу при 1100 °С та окислення від 300 °С до 800 °С

Зносостійкість окисдованого сплаву при 400-500 °С у 8 разів вища, ніж у вихідному стані після деформації. Мікротвердість зразків сплаву у вихідному стані (деформація 75 %) складає 3,8 ГПа, в зоні фрикційної взаємодії збільшується до 4,7 ГПа після 23 год випроб. Профіль поверхні цих окисдованих зразків порівняно з вихідним станом (12 клас шорсткості) практично не змінюється. На поверхні після 50 год випроб тертям спостерігаються залишки оксидної плівки у вигляді забарвлених острівців (рис. 2, б).

Інтенсивність зношування сплаву відпаленого при 1100 °С є найбільшою і становить 0,04 кг/м² після тертя протягом 23 год, а для окисдованого зразка при 500 °С – 0,0025 кг/м².

Відомо, що процес тертя проходить у три етапи: 1 – початковий, або етап припрацювання поверхонь, 2 – усталене зношування (прямолінійна ділянка), 3 – процес різкого зростання швидкості зносу (стадія катастрофічного руйнування поверхонь тертя). Встановлено, що для всіх досліджу-

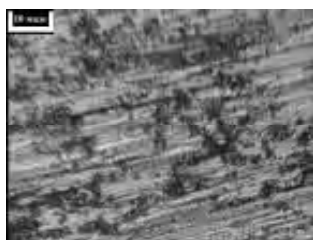
ваних зразків, незалежно від режимів обробки, усталений етап настає після 9 год випроб. До цього відбувається інтенсивне згладжування мікронерівностей і хвилястості контактуючих поверхонь, виникнення нового, відносно рівноважного експлуатаційного мікрорельєфу. В процесі припрацювання швидкість зношування поступово зменшується і досягає певного постійного значення, якому відповідає процес усталеного зношування. Цей процес характерний для окисдованих зразків за температур 500 °С, 600 °С протягом 50 год тертя. За встановленого зношування відбувається деформування, руйнування і неперервне відтворення на окремих ділянках поверхневого шару з максимальними опірними властивостями. Накопичення пошкоджуваності, прискорює зношування і призводить до інтенсивного руйнування (третій етап), якому відповідає наростання швидкості зношування (рис. 1, крива окисдованого зразка за температури 300 °С і у вихідному стані).

Руйнування поверхонь відбувається мікро-дряпанням – втиснута ділянка поверхні або частинка при ковзанні відтісняється або підминає під себе матеріал, залишаючи подряпини. Як правило, мікроподряпини паралельні шляху ковзання (рис. 2, а). Між ними міститься матеріал, який піддавався багаторазовій пластичній деформації і багаторазовому наклепу, тобто передеформуванню. Продукти зношування порошкоподібні.

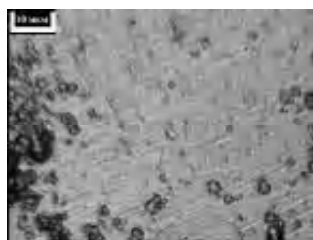
Зношування істотно залежить від структури матеріалу. Так, у вихідному стані після деформації 75 % метал знаходиться в структурно-нестабільному стані і зерна однаково орієнтовані, сплюснені. Після відпалу при 1100 °С проходять процеси рекристалізації, в зернах сплаву BN-10 зафіксовані виділення вторинної фази – розмиті круглі вклучення, границі зерен розширюються. Мікротвердість поверхні після відпалу – 3,40 ГПа, а після тертя – 4,9 ГПа.

Після окислення на повітрі проходять процеси не лише рекристалізації, але й дифузії кисню, утворення оксидних плівок. Так, після окислення на повітрі за температур 400-500 °С оксидні шари на поперечних шліфах не розрізняються, поверхня матеріалів отримує фіолетове забарвлення, але металографічні дослідження окислених зразків при 600 °С і 800 °С показали, що зерна набувають різної форми, всередині зерен виділяються круглі вклучення, збільшується товщина оксидної плівки (рис. 3).

На рис.4 наведена крива, яка характеризує інтенсивність зношування сплаву протягом години в залежності від температури окислення на повітрі. Встановлено, що задовільна зносо-стійкість сплаву досягається в діапазоні температур 350-550 °С.



а



б

Рис. 2. Мікроструктури з поверхонь тертя сплаву BN-10: а – після 25 год тертя (вихідний стан); б – 50 год (окислення при 500 °С)

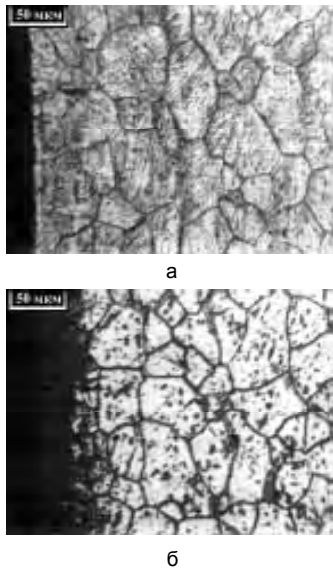


Рис. 3. Микроструктурні особливості сплаву BN-10 після окислення на повітрі за температур: а – 600 °C; б – 800 °C

Для визначення оптимальних температурно-часових діапазонів процесу зношування BN-10 на великих базах дослідження та прогнозування експериментально отриманих значень інтенсивності зношування проводили відповідні розрахунки, що базувались на застосуванні чисельних розв'язків на ПК (програма Excel).

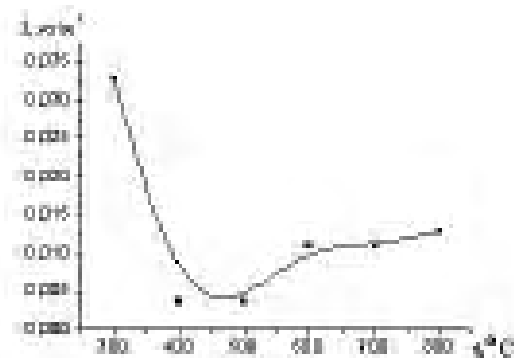


Рис. 4. Зношування сплаву в залежності від температури окислення на повітрі.

Початковий етап зношування описується лінійним рівнянням $y = ax + b$, а другий – логарифмічним $y = a_1 \ln x + b_1$. Поправочні коефіцієнти a, b, a_1, b_1 наведені в таблиці.

Висновки

При окисленні на повітрі поверхня сплавів типу BN покривається складною за будовою і складом, відносно щільною та твердою окалиною, яка складається з оксидів близьких за стехіометрією до $Ti_{0.4}Al_{0.3}Nb_{0.3}O_2$ (рутил) і $TiNb_2O_7$. Оптимальний діапазон температур окислення сплаву з метою покращення трибологічних властивостей за сухого тертя становить 350-550 °C протягом години.

Список літератури

Таблиця – Коефіцієнти інтерполяційних рівнянь для інтенсивності зношування зразків сплаву BN-10

1. Савицкий Е.М., Бурханов Г.С. Металловедение тугоплавких металлов и сплавов. – М.: Наука, 1967. – 323 с.
2. Тугоплавкие металлы и сплавы. / Под ред. Г.С. Бурханова, Ю.В. Уфимова. – М.: Металлургия, 1986. – 251с.
3. Костецкий Б.И., Носовский И.Г. Износостойкость и антифрикционность деталей машин. – К.: Техника, 1969. – 168 с.
4. Грудев А.П., Зильберг Ю.В., Тилик В.Т. Трение и смазка при обработке металлов давлением. Справочник. – М.: Металлургия, 1982. – 311 с.
5. Широков В.В., Рацька Н.Б. Окислення сплаву Nb – Ti та його вплив на зносотривкість. // Ефективність реалізації наукового ресурсного і промислового потенціала в сучасних умовах. Матеріали Шестой юбилейной Промышленной конференции с международным участием и блиц выставки, 20-24 февраля 2006 г., п. Славское "Карпаты", С. 215-218.

Поступила в редакцию 23.06.2006 г.

Исследована износостойкость и проанализировано состояние поверхности сплава BN-10 после трения со сталью 45. В условиях сухого трения скольжения лучшие трибологические показатели имеет сплав, окисленный в интервале температур 350-550 °C.

The friction properties and wear-resistance of alloy BN-10 after friction with steel 45 have been investigated. The best tribological results have been obtained after oxidation of alloy at the temperature 350-550 °C.

УДК 620.168.001

С. Т. Милейко, В. И. Глушко

ПРОЧНОСТЬ ЖАРОПРОЧНЫХ КОМПОЗИТНЫХ ОКСИДНЫХ ВОЛОКОН

Оксидные волокна нового типа обещают определенные надежды в качестве армирующего средства для получения волокнистых композитов. Волокна имеют композитную структуру и могут быть получены из расплава с использованием относительно простой технологической схемы. Прочность при комнатной температуре таких волокон определена путем нагружения композитных образцов с металлической матрицей и единственным волокном. Далее используется сравнение кривых деформирования этих образцов и кривых деформирования матрицы. Показано, что прочность волокна на длинах, типичных для композитов с металлической матрицей, составляет примерно 1000 МПа.

Монокристаллические оксидные волокна [1], будучи жаропрочными, имеют естественные ограничения, если их рассматривать в качестве армирующего средства для жаропрочных композитов [2]. Ползучесть таких волокон при относительно низких температурах [3] ограничивает рабочую температуру соответствующих материалов. Кроме того, если такого типа волокна выращиваются из расплава с использованием технологии Степанова [4], — и в этом случае оказываются удобными для получения композитов жидкофазными технологическими методами, — они, по-видимому, оказываются слишком дорогими для реального использования.

Следовательно, композитная структура волокон доставляет очевидные преимущества волокнам [3]. Новый тип композитных волокон на базе оксидов, патентуемых в настоящее время, делает обнадёживающим достижение цели получения жаропрочных композитов.

Реальное использование жаропрочного материала требует определения большого количества свойств этого материала. Предварительная оценка таких механических свойств композита как прочность, трещиностойкость, ползучесть и длительная прочность должна производиться главным образом расчетным путем. Это можно сделать, только если использовать как надежные механические модели, так и соответствующие входные параметры, характеризующие компоненты материала.

Модель разрушения композита с металлической матрицей и хрупким волокном, описанная в [1, 5], может быть использована для определения прочности σ^* композитов:

$$\sigma^* = \frac{\sigma_f^* l^*}{l_m} \quad (1)$$

где $\langle \sigma_f^* (l^*) \rangle$ — средняя прочность волокна на критической длине l^* , получающаяся путем последовательных обрывов волокна в матрице, σ_m^* — кри-

тическое напряжение в матрице, α — константа, v_f и v_m — объемные содержания волокна и матрицы.

Обычная процедура определения $\langle \sigma_f^* (l^*) \rangle$, включает либо прямое измерение прочности волокон различной длины, либо оценку разброса прочности волокон постоянной длины, и затем, в предположении справедливости Вейбуллова распределения прочности волокна, определение масштабной зависимости прочности волокна (см., например, [6]). Такие подходы имеют недостаток, если определенная на их основе прочность волокна используется для расчетной оценки прочности композита. В частности, масштабная зависимость прочности, полученная одним из этих методов, не обязательно совпадает с масштабной зависимостью, фигурирующей в (1), поскольку последняя зависимость определяется удалением из игры дефектов волокна, существующих в некоторой определенной окрестности обрывов волокна. Следовательно, величина константы α должна выбираться по существу, подгонкой тангенса угла наклона кривой $\sigma^* (v_f)$, соответствующей (1), определенному набору экспериментальных данных. Поэтому для исследуемых волокон соответствующая техника оказывается непригодной, а естественно, выбор в пользу испытания композитных образцов с единственным волокном оказывается неизбежным. Такая процедура может быть очень похожей на ту, которая обычно называется "изучением фрагментации волокна" [7], хотя такого типа испытание обычно используется для определения прочности границы раздела.

Предложенная схема определения прочности волокна основывается на сравнении кривой деформирования неармированной металлической матрицы и той же самой матрицы, содержащей единичное волокно. В первом варианте схемы это сравнение дает зависимость прочности волокна от средней эффективной длины волокна, остающейся в

композите после серии обрывов. Процедура дает также среднюю величину прочности границы раздела. В дополнение к этому варианту может быть использована также его модификация, в которой необходимо знание прочности границы раздела, полученной, например, в обычном испытании на выдергивание волокна [8].

Во втором варианте схемы исходные данные используются для подбора статистических параметров прочности волокна, наилучшим образом описывающих масштабную зависимость прочности волокна, претерпевающего последовательные обрывы в композите.

Образцы с единичным волокном для всех этих испытаний имели медную матрицу. Все образцы были получены диффузионной сваркой при температуре 600 °С, давлении 80 МПа и времени 30 мин. Образец с единичным волокном, средний диаметр которого 0,38 мм, имеет рабочую длину 35 мм, объемное содержание волокна – около 5 %. Толщина образца около 0,5 мм, поверхность образца полируется для того, чтобы можно было визуально наблюдать обрывы волокна.

В процессе испытаний на растяжение после каждого обрыва волокна, регистрируемого по соответствующему звуку, поверхность образца фотографируется. Пример заключительной картины и последовательность обрывов волокна в образце показаны на рис. 1.

Образцы для испытаний на фрагментацию имеют тот же вид и те же размеры.

Испытания на растяжение проведены на относительно жесткой машине, для того, чтобы, используя обычный динамометр, и подавая его сигнал на Y-вход двухкоординатного самописца, зарегистрировать падения нагрузки, соответствующие обрывам волокон.

Примеры исходных кривых деформирования матрицы и композита показаны на рис. 2, 3.

1 Определение характеристик зависимости прочности волокна от эффективной длины

Для того чтобы следить за реальным развитием событий в композите в процессе его нагружения, представляется естественным оценивать напряжение в волокне в момент его обрыва и соотносить величину полученной прочности к длине волокна, находящейся под максимальной нагрузкой.

Мы начнем с анализа зависимости прочности волокна от эффективной длины волокна. Далее мы представим экспериментальные данные, полученные на серии волокон.

2 Анализ

Пусть полная длина волокна до нагружения есть L_1 . С ростом приложения нагрузки напряжение на волокне σ_f достигает величины наименьшей проч-

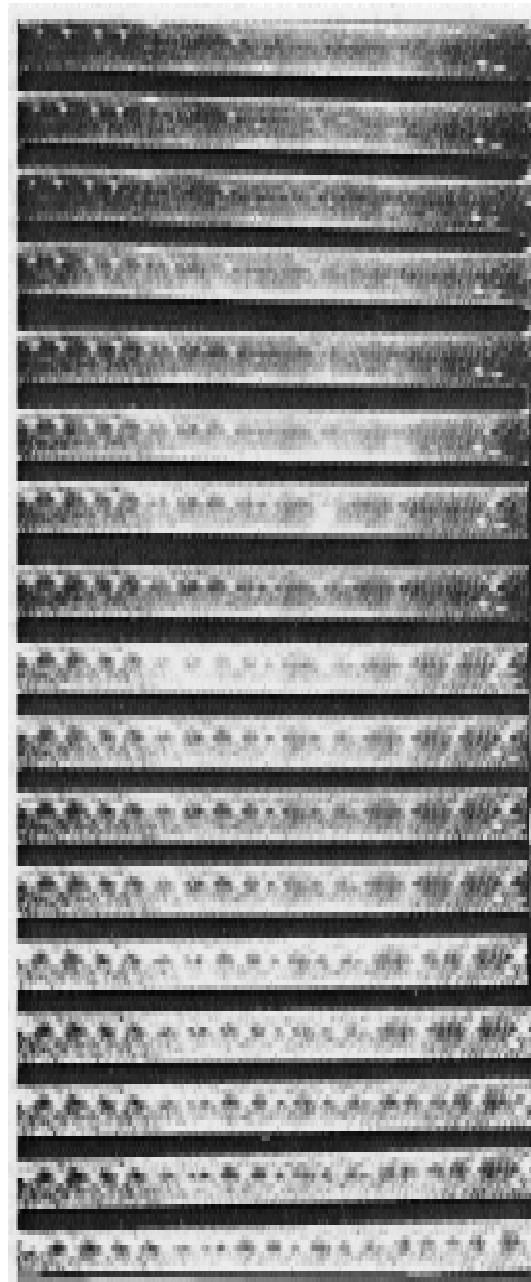


Рис. 1. Поверхность образца после испытаний

ности волокна, например $\sigma_f^*(L_1)$, на длине волокна. Предположим что первый обрыв при $\sigma_f = \sigma_f^{(1)}$ возникает в точке x_1 . Тогда $\sigma(x_1) = 0$ и вокруг точки x_1 возникает некоторая зона, где $\sigma_f < \sigma_f^{(1)}$.

Предполагая, как обычно, что касательное напряжение τ однородно распределено на поверхности раздела по длине $l/2$ по обе стороны от точки обрыва, получим

$$S = s \cdot L_1, \quad (2)$$

где S и s – площадь поперечного сечения и периметр волокна.

Таким образом, после первого обрыва волокна

$$L_1 = \frac{S}{s}. \quad (3)$$

Если точка x_1 с равной вероятностью может попасть в любую точку на длине L_1 , тогда средняя длина, вырезанная из полной длины первым обрывом волокна, будет

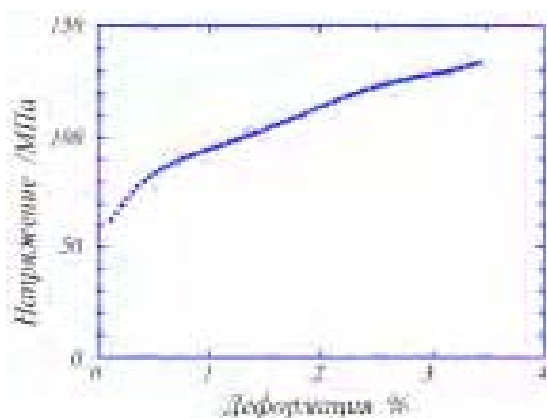


Рис. 2. Кривая деформирования матрицы

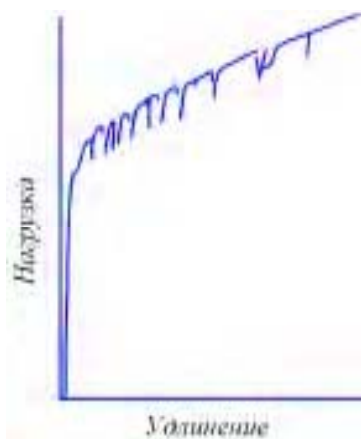


Рис. 3. Кривая деформирования композита

С дальнейшим ростом приложения нагрузки вырезанная длина растет в соответствии с (2), напряжение σ_f достигает следующей критической величины $\sigma_f^{(2)}$, а вырезанная длина накануне второго обрыва достигает величины

$$L_2 = \frac{S}{s}.$$

Таким образом, второй обрыв волокна имеет место на средней длине

$$L_2 = \frac{S}{s}.$$

Аналогично

$$L_3 = \frac{S}{s}.$$

и

$$L_n = \frac{S}{s}, \quad (4)$$

если $L_n / L_{n-1} \ll 1$. Заметим, что L_n зависит от $\sigma_f^{(n)}$.

Мы будем теперь называть длину L_n эффективной остающейся длиной или просто эффективной длиной.

Предположим теперь, что кривая деформирования матрицы дается кривой σ (рис. 2) и модуль Юнга волокна есть E_f . Для определения $\sigma_f^{(n)}$ с использованием экспериментальных данных такого типа необходимо принять во внимание, что средняя деформация на кривой деформирования композита не совпадает с деформацией матрицы в том поперечном сечении образца, где должен произойти обрыв волокна, поскольку имеется концентрация продольной деформации в матрице в окрестности существующего обрыва волокна. Для оценки необходимой деформации используется соответствующая процедура последовательных приближений.

Если напряжения на композите в момент n -го обрыва волокна есть $\sigma^{(n)}$ и i -ое приближение для напряжения в волокне есть $\sigma_f^{(n),i}$, то

$$\sigma_f^{(n),i} = \sigma_f^{(n)},$$

и мы имеем $\sigma_f^{(n),i} = \sigma_f^{(n)}$. Следовательно,

$$\sigma_f^{(n),i} = \sigma_f^{(n)}.$$

Следующий шаг вычислений дает длину волокна L_n , соответствующую n -му обрыву волокна. Выберем в качестве нулевого приближения величину $\sigma_f^{(0)}$ прочности границы и далее будем следо-

вать процедуре, даваемой соотношением (4).

Определение прочности волокна соотносит величину прочности к средней критической длине l^* соотношением

$$\sigma_f = \frac{E_f l^*}{l_S} \quad (5)$$

где l_S – средняя длина фрагмента в конечном состоянии образца, коэффициент $4/3$ учитывает распределение величины l_S между $l^*/2$ и l_S .

Очевидно, полученные таким образом данные дают низкий предел прочности, поскольку фрагменты волокна в заключительном состоянии не могут нагружаться до разрушения. Это объясняет относительно низкие величины прочности, зарегистрированные в этих испытаниях, а именно $\langle \sigma_f^* \rangle = 355$ МПа для образца №17 и 499 МПа для образца №23.

Если наибольшая величина n есть N , то мы вычисляем зависимость $L_N(\tau)$. Эта зависимость имеет либо точку $L_N^*(\tau^*) = 0$, либо $L_N^*|_{\tau^*} = \min L_N(\tau)$. Величина τ^* , полученная таким образом, считается прочностью границы раздела.

Свойства волокон

Зависимости прочности волокна от эффективной длины волокна в композите представлены на рис. 4. Следует заметить, что после того, как наиболее грубые дефекты на большой длине волокна сработали, дальнейший процесс обрывов идет таким образом, что зависимость $\sigma_f^n(L_n)$ может быть аппроксимирована степенной функцией.

Все испытания волокна взяты из одной партии. Поскольку эта партия была экспериментальной, структура волокна изменялась от образца к образцу. Это приводит к изменению объемного содержания молибдена в волокнах. Будучи одной из

причин разброса прочности волокон, это обстоятельство в то же время доставляет возможность получения зависимости прочности волокна от содержания молибденовой проволоки в волокне, рис. 5. Следует обратить внимание на разницу в величинах прочности крупногабаритных образцов, содержащих те же компоненты, рис. 6, и волокон (рис. 5), которая может быть объяснена масштабным фактором.

Испытания на фрагментацию волокон, скомбинированные с испытаниями на вытягивание

Обычно испытания на фрагментацию комбинируются с данными по прочности волокна и имеют целью определение прочности границы раздела. Исходя из сделанного выше замечания относительно условной справедливости характеристик прочности волокна, полученных путем испытания отдельных волокон, мы определяем прочность границы раздела в нормальном испытании на вытягивание и затем используем испытание на фрагментацию для определения характеристик прочности волокна.

Используется обычная процедура с длиной волокна, заделанной в матрицу, между 1,0 и 1,5 мм. В этой серии было испытано 10 образцов. В предположении однородного распределения касательных напряжений на границе раздела определена величина $\tau^* = 28,0 \pm 3,6$ МПа.

Образцы для испытания на фрагментацию имеют тот же вид и те же размеры, что и описанные выше. Последовательность обрывов волокна в двух образцах (№17) иллюстрируется на рис. 1.

Сравнение предварительных результатов испытаний композитов при комнатной и высоких температурах с прочностью при комнатной температуре нового типа оксидных волокон укрепляет надежду получения жаропрочных композитов с металлической матрицей. Модификация испытания на фрагмен-

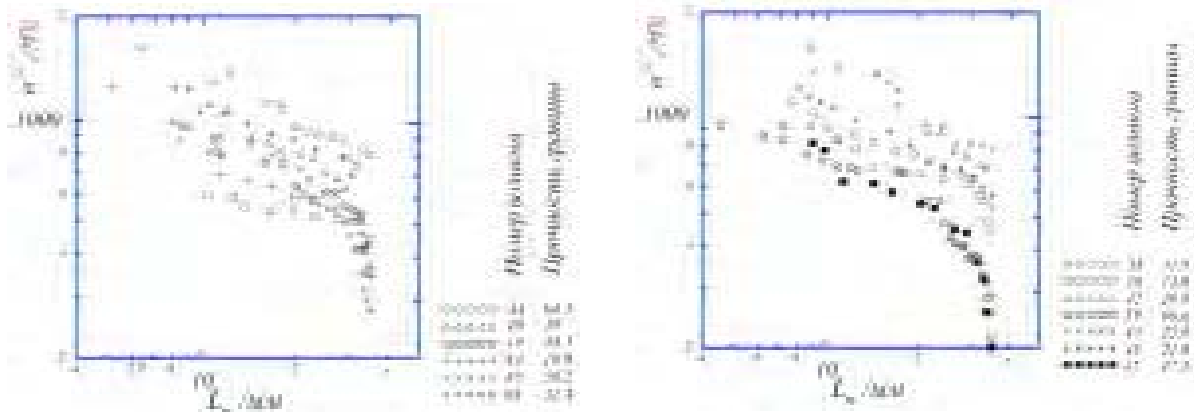


Рис. 4. Зависимость прочности волокна от эффективной длины волокна в композите

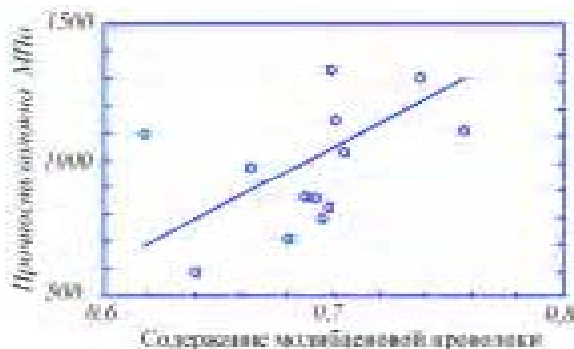


Рис. 5. Зависимость прочности волокна при комнатной температуре от содержания молибденовой проволоки в волокне

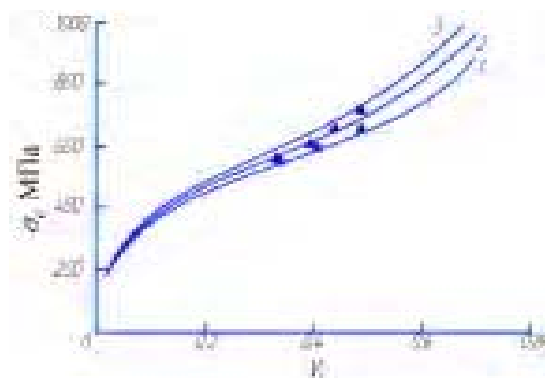


Рис. 6. Зависимость прочности композита (крупногабаритные образцы) от объемного содержания волокна. Экспериментальные точки $\text{Al}_2\text{O}_3+\text{ZrO}_2+\text{Mo}$

тацию волокна дает возможность получения надежных характеристик прочности волокна в композите.

Список литературы

1. Mileiko, S.T., Oxide fibres, in: Strong Fibres, Watt, W.W. and Perov, B.V. (eds.), North-Holland, Amsterdam (1985), 87-114.

2. Mileiko, S.T., and Kazmin, V.I., Crystallization of fibres inside of matrix—a new way of fabrication of composites. J. Mater. Science 27 (1992), 2165-2172.
3. Mileiko, S.T., and Kazmin, V.I., Structure and mechanical properties of oxide fibre reinforced metal matrix composites produced by the internal crystallization method, Comp. Sci. & Tech. 45 (1992) 209-220.
4. LaBelle, H.E., Jr. and Mlavsky, A.I., Growth of sapphire filaments from the melt. Nature, 216(1967), 574-575.
5. Mileiko, S.T., Fabrication of metal-matrix composites, in: Fabrication of Composites, Kelly, A. and Mileiko, S.T., (eds), North Holland, Amsterdam (1983), 221-294.
6. Street, K.N., and Ferte, J.P., On the strength-length dependence of boron fibres, in: Proc. ICCM-1, Scala, E., Anderson, E., Toth, I., Noton, B.R., (eds.), Vol. I, The Metallurgical Soc. of AIME, New York, (1975), 137.
7. Figueroa, J.C., Carney, T.E., Schadler, L.S., and Laird, C, Micromechanics of single filament composites. Composites Sci and Tech., 42 (1991), 77-101.
8. Desarmot, G., and Favre, J.-P., Advances in pull-out testing and data analysis. Composites Sci and Tech., 42 (1991), 151-187.
9. Kelly, A., and Tyson, W.R., Tensile properties of fibre reinforced metals: copper/tungsten and copper/molybdenum. J. Mech. Phys. Solids, 13 (1965), 329-350.

Поступила в редакцию 05.07.2006 г.

Оксидні волокна нового типу обіцяють певні надії як армувальний засіб для одержання волокнистих композитів. Волокна мають композитну структуру і можуть бути одержані із розплаву з використанням відносно простої технологічної схеми. Міцність при кімнатній температурі таких волокон визначено шляхом навантаження композитних зразків з металевою матрицею та одиничним волокном. Далі використовується порівняння кривих деформування цих зразків кривими деформування матриці. Показано, що міцність волокна на довжинах, типових для композитів з металевою матрицею, складає приблизно 1000 МПа.

The new type oxide fibres promise certain hope as arming means for obtaining the fibre composites. Fibres have composite structure and can be obtained from the melt using relatively simple technological scheme. Strength at room temperature is defined by loading composite specimens with metal matrix and singular fibre. Then the comparison of deformation curves of these specimens and matrix is used. It is shown that the strength of fibre at lengths that are typical for composites with metal matrix makes approximately 1000 MPa.

АВТОРЫ НОМЕРА

Акимов И.В.

Кандидат технических наук, доцент кафедры технологии металлов, Запорожский национальный технический университет

Афонин В.О.

Ассистент кафедры металлорежущих станков и инструментов, Запорожский национальный технический университет

Бабенко О.Н.

Инженер-конструктор ГП ЗМКБ "Прогресс", г. Запорожье

Бобицкий Я.В.

Доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой фотоники, Национальный университет "Львовская политехника", кафедра фотоники, г. Львов

Богуслаев А.В.

Кандидат технических наук, ведущий инженер, ОАО "Мотор Сич", г. Запорожье

Богуслаев В.А.

Доктор технических наук, профессор, председатель правления, президент ОАО "Мотор Сич", г. Запорожье

Бабич А.В.

Студент, Запорожский национальный технический университет

Бажмина Э.А.

Старший преподаватель кафедры "Начертательная геометрия и черчение", Запорожский национальный технический университет

Басов Ю.Ф.

Главный конструктор, ОАО "Мотор Сич", г. Запорожье

Бялик Г.А.

Кандидат технических наук, ведущий научный сотрудник кафедры "Машины и технология литейного производства", Запорожский национальный технический университет

Васютин Е.В.

Аспирант, кафедра микроэлектроники и полупроводниковых приборов, Запорожский национальный технический университет

Верещаго Е.Н.

Кандидат технических наук, ведущий научный сотрудник, кафедра сварочного производства, Национальный университет кораблестроения имени адмирала Макарова, г. Николаев

Волков И.В.

Научный сотрудник НИЛ САПР кафедры "ТМ" механического факультета, ВНУ им. Владимира Даля, г. Луганск

Гейкин В.А.

Доктор технических наук, профессор, директор НИИ технологии и организации производства двигателей (НИИД) ФГУП "ММПП "Салют", г. Москва

Глушко В.И.

Кандидат технических наук, доцент кафедры деталей машин и подъемно-транспортных механизмов, декан машиностроительного факультета, Запорожский национальный технический университет

Гожий С.П.

Кандидат технических наук, доцент кафедры механики пластичности материалов и ресурсосберегающих процессов, НТУУ "КПИ", г. Киев

Гонтаренко В.И.

Доктор технических наук, профессор кафедры "Машины и технология литейного производства", Запорожский национальный технический университет

Грибков Э.П.

Кандидат технических наук, старший преподаватель, Донбасская государственная машиностроительная академия, г. Краматорск

Данильченко Д.В.

Аспирант, кафедра прикладной математики, Запорожский национальный технический университет

Дегтярева Ю.Ю.

Магистрант кафедры "ТМ" механического факультета, ВНУ им. Владимира Даля, г. Луганск

Демкович И.В.

Старший преподаватель, Национальный университет "Львовская политехника", кафедра фотоники, г. Львов

Демура А.Л.

Ведущий инженер, Днепропетровский национальный университет

Довгуник В.М.

Кандидат технических наук, старший научный сотрудник, отдел №11, Физико-механический институт НАН Украины, г. Львов

Дубровин В.А.

Кандидат технических наук, доцент кафедры программных средств, Запорожский национальный технический университет

Жеманюк П.Д.

Кандидат технических наук, технический директор
ОАО "Мотор Сич", г. Запорожье

Задорожная К.Р.

Инженер I категории, отдел №11, Физико-механический институт НАН Украины, г. Львов

Замковой В.Е.

Кандидат технических наук, гл. металлург ГП ЗМКБ "Прогресс", г. Запорожье

Зиличихис С.Д.

Начальник бюро отдела главного технолога, ГП ЗМКБ "Прогресс", г. Запорожье

Ивченко Д.В.

Кандидат технических наук, инженер-конструктор 2 категории, 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

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

Коваленко А.И.

Инженер-конструктор 2 категории, ГП ЗМКБ "Прогресс", г. Запорожье

Кондратюк Э.В.

Главный технолог, ГП ЗМКБ "Прогресс", г. Запорожье

Кореневский Е.Я.

Кандидат технических наук, профессор кафедры технологии авиационных двигателей, Запорожский национальный технический университет

Корогод О.А.

Инженер, ГП ЗМКБ "Прогресс", г. Запорожье

Коротун А.В.

Аспирант, кафедра микроэлектроники и полупроводниковых приборов, Запорожский национальный технический университет

Костюченко В.И.

Аспирант, кафедра сварочного производства, Национальный университет кораблестроения имени адмирала Макарова, г. Николаев

Кресанов Ю.С.

Кандидат технических наук, зам. главного металлурга, ОАО "Мотор Сич", г. Запорожье

Кришталь Н.П.

Инженер-технолог, ГП ЗМКБ "Прогресс", г. Запорожье

Леонтьев В.А.

Начальник бюро, ГП ЗМКБ "Прогресс", г. Запорожье

Лубенская Л.М.

Кандидат технических наук, доцент кафедры "ТМ" механического факультета, ВНУ им. Владимира Даля, г. Луганск

Лукьяненко О.Л.

Инженер ИЦ ОКУ, ОАО "Мотор Сич", г. Запорожье

Мажейко А.И.

Кировоградский национальный технический университет

Макарчук И.И.

Студент, Запорожский национальный технический университет

Малышева В.Г.

Инженер, ГП ЗМКБ "Прогресс", г. Запорожье

Маркович С.И.

Кировоградский национальный технический университет

Масиновский Ю.В.

Кандидат технических наук, зав. кафедрой прикладной математики, Запорожский национальный технический университет

Милейко С.Т.

Доктор технических наук, профессор, зав. лабораторией армированных систем, Институт физики твердого тела РАН

Миронова Н.А.

Аспирант кафедры программных средств, Запорожский национальный технический университет

Мозговой С.В.

Инженер ОАО "Мотор Сич", г. Запорожье

Мурашко В.В.

Ведущий специалист управления главного металлурга, ОАО "Мотор Сич", г. Запорожье

Наумик В.В.

Кандидат технических наук, доцент кафедры машин и технологии литейного производства, Запорожский национальный технический университет

Николаенко А.П.

Аспирант кафедры "ТМ" механического факультета, ВНУ им. Владимира Даля, г. Луганск

Овчинников А.В.

Кандидат технических наук, доцент кафедры механики, Запорожский национальный технический университет

Онуфриенко В.М.

Доктор физ.-мат. наук, профессор кафедры высшей математики, Запорожский национальный технический университет

Павленко Д.В.

Кандидат технических наук, доцент кафедры технологии авиационных двигателей, Запорожский национальный технический университет

Петрик И.А.

Главный сварщик, ОАО "Мотор Сич", г. Запорожье

Петров С.А.

Начальник бюро управления главного технолога ОАО "Мотор Сич", г. Запорожье

Петровская Г.А.

Старший преподаватель, Национальный университет "Львовская политехника", кафедра фотоники, г. Львов

Погосов В.В.

Доктор физ.-мат. наук, профессор кафедры микроэлектроники и полупроводниковых приборов, Запорожский национальный технический университет

Поклад В.А.

Кандидат технических наук, главный инженер ФГУП "ММПП "Салют", г. Москва

Похмурская А.В.

Кандидат технических наук, старший научный сотрудник, институт композиционных материалов, г. Хемниц, Германия

Похмурский В.И.

Доктор технических наук, профессор, зам. директора, Физико-механический институт НАН Украины, г. Львов

Пухальская Г.В.

Кандидат технических наук, доцент кафедры технологии машиностроения, Запорожский национальный технический университет

Рацкая Н.Б.

Кандидат технических наук, Физико-механический институт им. Г.В. Карпенко НАН Украины, г. Львов

Рягин С.В.

Кандидат технических наук, доцент кафедры механики, Запорожский национальный технический университет

Савченко В.А.

Ассистент кафедры технологии металлов, Запорожский национальный технический университет

Селиверстов А.Г.

Старший инженер, ОАО "Мотор Сич", г. Запорожье

Сирак Я.Я.

Инженер I категории, отдел №11, Физико-механический институт НАН Украины, г. Львов

Студент М.М.

Кандидат технических наук, старший научный сотрудник, отдел №11, Физико-механический институт НАН Украины, г. Львов

Титов А.В.

Аспирант, кафедра механики пластичности материалов и ресурсосберегающих процессов, НТУУ "КПИ", г. Киев

Торба Ю.И.

Инженер, ГП ЗМКБ "Прогресс", г. Запорожье

Фельдшер И.Ф.

Аспирант, кафедра сварочного производства, Национальный университет кораблестроения имени адмирала Макарова, г. Николаев

Шалапко Ю.И.

Кандидат технических наук, доцент кафедры машиноведения, Хмельницкий национальный университет

Шапар Б.И.

Директор фирмы "Лазерные и вакуумные технологии", г. Черкассы

Шарапова О.Б.

Физико-механический институт НАН Украины, г. Львов

Шаронова Н.И.

Кандидат технических наук, заместитель директора НИИ технологии и организации производства двигателей (НИИД) ФГУП "ММПП "Салют", г. Мос-

ква

Шевченко А.В.

Аспирант, Приазовский государственный технический университет, г. Мариуполь

Шевченко В.Г.

Кандидат технических наук, зав. кафедрой механики, Запорожский национальный технический университет

Широков В.В.

Доктор технических наук, старший научный сотрудник, Физико-механический институт им. Г.В. Карпенко НАН Украины, г. Львов

Штанько П.К.

Кандидат технических наук, доцент кафедры ме-

ханики, Запорожский национальный технический университет

Яковлев А.Ю.

Аспирант кафедры технологии металлов, Запорожский национальный технический университет

Вісник двигунобудування №4(14)/2006
науково-технічний журнал

Головний редактор
Заст. гол. редактора

д-р техн. наук Ф. М. Муравченко
д-р техн. наук О. Я. Качан
д-р техн. наук О. І. Долматов

Оригінал-макет підготовлено в редакційно-видавничих відділах ЗНТУ і ВАТ "Мотор Січ"
Комп'ютерна верстка **Н. О. Савчук**
Коректори **О. Г. Сахно**

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 Херох 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