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

ВЕСТНИК №1 ДВИГАТЕЛЕСТРОЕНИЯ 2014 издается

издается с 2002 г.

НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ ЖУРНАЛ

Выходит два раза в год

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

> Запорожье АО «Мотор Сич» 2014 г.

ISSN 1727-0219

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

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

Уважаемые авторы публикаций!

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

Статьи и сообщения будут формироваться по следующим рубрикам:

- Общие вопросы двигателестроения •
- Технология производства и ремонта
- Конструкция и прочность

Загальні питання двигунобудування

• Експлуатація, надійність та ресурс

Сборка и испытания

• Конструкція і міцність

• Складання і випробування

- Стандартизация и метрология
- Эксплуатация, надежность, ресурс
- 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 потенційних здобувачів наукових ступенів і звань.

Статті та повідомлення будуть формуватися за наступними рубриками:

Технологія виробництва і ремонту

Конструкционные материалы

- Конструкційні матеріали
- Стандартизація і метрологія
- Екологія

To the attention of authors!

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

The journal covers the subjects of:

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

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

Материалы номера рекомендованы к публикации Ученым Советом Запорожского национального технического университета (протокол № 11 от 25 июня 2014 г.).

Главный редактор:

Заместитель главного редактора: Члены редакционной коллегии:

д-р техн. наук В. А. Богуслаев д-р техн. наук С. Б. Беликов д-р техн. наук В. С. Кривцов д-р техн. наук Ю. Н. Внуков д-р техн. наук Э. И.Цивирко д-р техн. наук Л. И. Ивщенко канд. техн. наук П. Д. Жеманюк д-р техн. наук Г. А. Кривов д-р техн. наук В. А. Титов д-р техн. наук Ю. А. Ножницкий д-р техн. наук Б. С. Карпинос д-р техн. наук А. П. Зиньковский Ecology

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

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, Н. А. Савчук, А. А. Баранник

© 3HTY, 2014 © НАУ им. Жуковского «ХАИ», 2014 © АО «Мотор Сич», 2014

- Aircraft engineering

Члены редакционной коллегии



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



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



Богуслаев В.А. д-р техн. наук

Кривов Г.А.



Беликов С.Б. д-р техн. наук

Цивирко Э.И.



Кривцов В.С. д-р техн. наук



Ивщенко Л.И. д-р техн. наук



Мовшович А.Я. д-р техн. наук



Епифанов С.В. д-р техн. наук



Богуслаев А.В. канд. техн. наук



Жеманюк П.Д. канд. техн. наук



Зиньковский А.П. д-р техн. наук



Ольшанецкий В.Е. д-р техн. наук



Кулик Н.С. д-р техн. наук



Мозговой В.Ф. канд. техн. наук



Внуков Ю.Н. д-р техн. наук



Карпинос Б.С. д-р техн. наук



Титов В.А. д-р техн. наук



Дмитриев С.А. д-р техн. наук



Шереметьев А.В. канд. техн. наук







д-р техн. наук

Петраков Ю.В. д-р техн. наук



Ткаченко В.В. канд. техн. наук







Для сведения авторов

Условия публикации:

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

Требования к оформлению материалов для журнала «Вестник двигателестроения»

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

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

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

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

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

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

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

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

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

Статьи направляются в редакцию по адресу:

69063, Украина, г. Запорожье, ул. Жуковского, 64 Запорожский национальный технический университет, Главному редактору Качану Алексею Яковлевичу Электронный вариант статьи можно передать по адресу: vd@zntu.edu.ua (максимальный объем письма 2 Мбайта).

СОДЕРЖАНИЕ

ОБЩИЕ ВОПРОСЫ ДВИГАТЕЛЕСТРОЕНИЯ

<i>Засовенко А.В.</i> ПРО ДІЮ РУХОМОГО НАВАНТАЖЕННЯ НА ПРУЖНО-ПЛАСТИЧНУ БАЛКУ
Коляда А.Ф., Кожемякин К.С. ЦИРКУЛЯЦИЯ КИНЕТИЧЕСКОЙ ЭНЕРГИИ В САТЕЛЛИТАХ ЗУБЧАТЫХ МЕХАНИЗМОВ 41
<i>Двирник Я.В., Павленко Д.В.</i> МЕТОДИКА МОДЕЛИРОВАНИЯ ТЕЧЕНИЯ ПОТОКА В ОСЕВОМ КОМПРЕССОРЕ ГТД ЧИСЛЕННЫМ МЕТОДОМ
Ивщенко Л.И., Цыганов В.В. Структурная организация материалов сложнонагруженных трибосопряжений
<i>Анпилогов Д.И.</i> ОЦЕНКА СДВИГОВОЙ ДЕФОРМАЦИИ ПРИВОДНОЙ ШЕСТЕРНИ АВИАЦИОННОГО ДВИГАТЕЛЯ
Карпинос Б.С., Коровин А.В., Лобунько А.П., Ведищева М.Ю. ЭКСПЛУАТАЦИОННЫЕ ПОВРЕЖДЕНИЯ ТУРБОРЕАКТИВНЫХ ДВУХКОНТУРНЫХ АВИАЦИОННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ С ФОРСАЖНОЙ КАМЕРОЙ СГОРАНИЯ
<i>Моргун С.А.</i> Влияние геометрических параметров на частоты свободных колебаний рабочих лопаток турбомашин12
<i>Долматов Д.А.</i> ВЛИЯНИЕ ЭЛЕКТРОМАГНИТНОГО ИЗЛУЧЕНИЯ НА МЕХАНИЗМЫ ГОРЕНИЯ УГЛЕВОДОРОДОВ В НЕПОСРЕДСТВЕННОЙ ОКРЕСТНОСТИ РАЗРЯДА8

КОНСТРУКЦИЯ И ПРОЧНОСТЬ

Азизов Т.Н., Сидохин Е.Ф., Тихомирова Е.А., Сидохин Ф.А. О ВЛИЯНИИ ВЕРХНЕЙ ТЕМПЕРАТУРЫ ЦИКЛА ПРИ ТЕРМОЦИКЛИЧЕСКИХ ИСПЫТАНИЯХ НИКЕЛЕВЫХ ЖАРОПРОЧНЫХ СПЛАВОВ НА ИХ ДОЛГОВЕЧНОСТЬ
Придорожный Р.П., Шереметьев А.В., Зиньковский А.П. РАСЧЕТНАЯ ОЦЕНКА ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРИМЕНЕНИЯ ТЕПЛОЗАЩИТНЫХ ПОКРЫТИЙ НА ОХЛАЖДАЕМЫХ РАБОЧИХ ЛОПАТКАХ ТУРБИН ВЫСОКОГО ДАВЛЕНИЯ АВИАЦИОННЫХ ГАЗОТУРБИННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ
<i>Мастиновский Ю.В.</i> О РАСЧЕТЕ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ НА ДИНАМИЧЕСКУЮ ПРОЧНОСТЬ
ТЕХНОЛОГИЯ ПРОИЗВОДСТВА И РЕМОНТА
Кресанов Ю.С., Качан А.Я., Павленко Д.В., Уланов С.А. ВЛИЯНИЕ ХОЛОДНОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ И ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ЖАРОПРОЧНОГО СПЛАВА НА ЭКСПЛУАТАЦИОННЫЕ СВОЙСТВА ЛОПАТОК

<i>Мыленко А.А., Рожковская Э.Л., Гараненко Т.Р.</i> ПОВЫШЕНИЕ ПРЕДЕЛА ВЫНОСЛИВОСТИ ШИРОКОХОРДНЫХ ЛОПАТОК ВЕНТИЛЯТОРА ГАЗОТУРБИННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ В ПОЛЕ УЛЬТРАЗВУКА	67
Дядя С.И., Козлова Е.Б., Кондратюк Э.В., Шевченко А.В. КОНСТРУКЦИЯ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЙ КОНЦЕВОЙ ЦИЛИНДРИЧЕСКОЙ ФРЕЗЫ С ИЗМЕНЯЕМЫМИ УГЛАМИ ВИНТОВЫХ РЕЖУЩИХ КРОМОК	71
Качан А.Я., Лысенко Н.А., Дудников А.С., Уланов С.А. КАЧЕСТВО ОТЛИВОК РАБОЧИХ ЛОПАТОК ТУРБИНЫ, МОДИФИЦИРОВАННЫХ НАНОЧАСТИЦАМИ ТУГОПЛАВКИХ СОЕДИНЕНИЙ И ОБРАБОТАННЫХ ГИП	75
Внуков Ю.Н., Гермашев А.И., Кондратюк Э.В., Мозговой В.Ф., Балушок К.Б. ВЛИЯНИЕ ПРИМЕНЕНИЯ ВЯЗКОУПРУГИХ ДЕМПФИРУЮЩИХ СРЕД НА ЭФФЕКТИВНОСТЬ И КАЧЕСТВО КОНЦЕВОГО ФРЕЗЕРОВАНИЯ ТОНКОСТЕННЫХ ДЕТАЛЕЙ	
Поболь И.Л., Дениженко А.Г., Станкевич Е.В., Селифанов С.О. НАНОСТРУКТУРИРОВАННЫЕ ИЗНОСОСТОЙКИЕ ВАКУУМНО-ПЛАЗМЕННЫЕ ПОКРЫТИЯ Н ИНСТРУМЕНТЕ И ДЕТАЛЯХ МАШИН	łA 91
<i>Павленко Д.В., Овчинников А.В.</i> ТЕХНИКО-ЭКОНОМИЧЕСКИЕ АСПЕКТЫ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СХЕМ ПОЛУЧЕНИЯ ЗАГОТОВОК ИЗ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ ДЛЯ ЛОПАТОК ГТД	98
Попович А.Г., Гончар Н.В., Степанов Д.Н. РАСЧЕТ СИЛЫ ВОЗДЕЙСТВИЯ УПРУГОГО ВОЛОКНА ЧАШЕЧНОГО ЩЕТОЧНОГО ИНСТРУМЕНТА НА ДЕТАЛЬ	104
Исаков А.В., Степанушкин Н.П., Колесник В.П., Колесник В.В., Гарин А.О. ОПТИМИЗАЦИЯ ГАЗОРАЗРЯДНОЙ КАМЕРЫ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО УСТРОЙСТВА ДЛЯ ИОННОЙ ПОЛИРОВКИ ПОВЕРХНОСТЕЙ ЛОПАТОК ГАЗОТУРБИННЫХ УСТАНОВОК	109
<i>Мозговой В.Ф., Панасенко В.А., Качан А.Я., Котов И.И.</i> МЕТОД ПАРАМЕТРИЗАЦИИ УПРАВЛЯЮЩИХ ПРОГРАММ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ ГТД НА МОДЕРНИЗИРОВАННЫХ МНОГОКООРДИНАТНЫХ СТАНКАХ С ЧПУ	115
КОНСТРУКЦИОННЫЕ МАТЕРИАЛЫ	
Гайдук С.В., Кононов В.В. ПРИМЕНЕНИЕ МЕТОДОВ ПАССИВНОГО И АКТИВНОГО ЭКСПЕРИМЕНТА К ОЦЕНКЕ ВЛИЯНИЯ ГАФНИЯ НА ХАРАКТЕРИСТИЧЕСКИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ МНОГОКОМПОНЕНТНОГО НИКЕЛЕВОГО СПЛАВА) 120
Шейко С.П. КОМПЛЕКСНАЯ ОПТИМИЗАЦИЯ ХИМИЧЕСКОГО СОСТАВА НИЗКОЛЕГИРОВАННОЙ СТАЛИ	127
Шаломєєв В.А., Зеленюк Ю.О., Цивірко Е.І. СТРУКТУРА ТА ВЛАСТИВОСТІ МАГНІ́ЄВОГО СПЛАВУ МЛ-5 З ЛЕГКОПЛАВКИМИ МЕТАЛАМИ	131
Мітяєв О.А., Волчок І.П., Лоза К.М., Гнатенко О.В., Лукінов В.В. ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ВИСОКОЇ ЯКОСТІ ВТОРИННИХ СИЛУМІ́НІ́В	136
<i>Полишко С.А.</i> Повышение уровня механических свойств малоуглеродистой стали стікп при помощи модифицирования и выбора оптимального режима термической обработки	143

47
52
4

СТАНДАРТИЗАЦИЯ И МЕТРОЛОГИЯ

Субботин С.А.	
ОБРАБОТКА СТАЦИОНАРНЫХ СИГНАЛОВ В ЗАДАЧЕ ДИАГНОСТИРОВАНИЯ ЛОПАТОК	
ГАЗОТУРБИННЫХ АВИАДВИГАТЕЛЕЙ	. 156
Ігнаткін В.У.	
МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСІВ МЕТРОЛОГІЧНОГО ОБСЛУГОВУВАННЯ ЗАСОБІВ	
ВИМІРЮВАННЯ	. 161

УДК 621.43.056+519.6

Канд. техн. наук Д. А. Долматов

Национальный аэрокосмический университет им. Н.Е. Жуковского «ХАИ», Украина

ВЛИЯНИЕ ЭЛЕКТРОМАГНИТНОГО ИЗЛУЧЕНИЯ НА МЕХАНИЗМЫ ГОРЕНИЯ УГЛЕВОДОРОДОВ В НЕПОСРЕДСТВЕННОЙ ОКРЕСТНОСТИ РАЗРЯДА

Проведено математическое моделирование горения предельных углеводородов в окрестности стационарного дугового и СВЧ-разрядов. Обнаружены криптонестационарные эффекты, связанные с лучистым переносом энергии из ствола разряда в зону присоединенного течения и вторичной ионизации, возникающем при релаксации возбужденных электронным ударом частиц и ионов. Проанализирована асимметричность периодического ускорения/замедления скорости горения относительно оси разряда и ее связь с газодинамическим сносом реагирующих возбужденных частиц, исследованы сопутствующие механизмы перестройки кинетической схемы процесса горения.

Ключевые слова: возбужденное состояние, лучистый перенос энергии, пульсации параметров, скорость горения, концентрация реагента.

Введение и постановка задачи

Исследование процессов электрохимического и плазменного горения в последнее время обладает тенденцией к увеличению детализации применяемых математических моделей, росту потребной точности численных и натурных экспериментов, а также все большему числу учитываемых и обнаруживаемых эффектов, связанных с физико-химической природой индуцируемых электрически не нейтральной средой/разрядом [1, 2]. Важнейшим направлением является изучение взаимодействия стационарных и периодических разрядов и плазменных структур с реагирующей средой, в частности - обуславливаемая таким взаимодействием перестройка кинетической схемы горения, изменение скорости горения и конечных продуктов как результат возникновения и эволюций развитого нестационарного горения при постоянных граничных макроусловиях (газодинамических параметрах среды на входе в реактор ВАХ и частотных характеристиках разряда). К числу наиболее фундаментальных проблем теории и практических приложений горения и взрыва в настоящее время следует отнести вопрос о влиянии электрохимических процессов на генерацию и диссипацию турбулентных вихрей в реагирующем потоке [3]. Однако в силу недостаточной теоретической изученности и невозможности применения эмпирических и полуэмпирических моделей турбулентности численные исследования в данной области требуют использования DNS-модели, что обуславливает потребность в чрезвычайно высоких вычислительных мощностях и едва ли могут быть выполнены в пределах Украины.

Не менее важной задачей является изучение

© Д. А. Долматов, 2014

кинетических и газодинамических механизмов в непосредственной окрестности электрического разряда — зоне вторичной ионизации и прилегающим к ней участкам течения. Как известно, электрические разряды различного типа обладают недетерминированным воздействием на температуру, структуру и эмиссионные характеристики пламени [2, 4]. В частности, их влияние может приводить как к ускорению, так и к замедлению горения. Высокая энергия свободных электронов разряда и большая реакционная способность образующихся в ходе электрохимических реакций веществ в сочетании с коротким периодом их стабильного существования приводит к развитию криптонестационарных эффектов, т. е. возникновению сравнительно высокочастотных локальных пульсаций параметров при неизменных граничных условиях. Согласно косвенным данным значительного числа исследователей, подобные процессы, в том числе - обусловленные переносом энергии электромагнитным излучением, могут служить причиной перестройки кинетической схемы реакций и фронта пламени в целом, вплоть до развития вибрационного горения и локальных детонаций [1, 2, 5]. Таким образом, математическое моделирование горения углеводородов в окрестности стационарного и в особенности СВЧ-разряда с учетом лучистого переноса и инициируемых таковым дополнительных активных частиц в зоне термического горения является актуальной задачей современной теории горения и взрыва.

Моделирование горения в окрестности электрического разряда

Объектом исследования в настоящей работе является реагирующая воздушно-метановая смесь, подвергаемая воздействию электрического разряда и сопутствующего первичного и вторичного (т. е., возникающего вследствие релаксации возбужденных частиц в высоких состояниях) электромагнитного излучения. В качестве математической модели при расчетах использовалась система уравнений Навье — Стокса, осредненных по Рейнольдсу и дополненная системой уравнений Максвелла и уравнением Больцмана для распределения заряженных и электронейтральных реагентов, а также фильтрованным по смешанным коэффициентам генеральным балансом воздушного горения метана в присутствии электрического разряда и уравнениями SST-модели турбулентности [1, 2, 3, 5, 6]. Для СВЧ-разряда принято распределение Маргенау для симметричной части функции распределения [6]. Результаты моделирования, выполненного на высокопроизводительной станции, приведены на рис. 1, 2.

В данном случае под величиной T₀ понимается средняя температура в точках пространства с координатами, соответствующими оси разряда при отсутствии разряда, т. е. при обыкновенном

термическом горении метана. Параметр $\omega_{CH_{Y}}$

описывает молярную долю остаточных углеводородных радикалов на оси разряда при термическом горении (включая СН и промежуточные реагенты с более высокими углеродными числами, входящие в расширенный генеральный баланс воздушного горения метана [1, 4].



a – дуга, 1,5 А; $\omega_{CH_X} = 0,05$; T₀ = 1800K



б-дуга, 1,5 А; $\omega_{CH_{\rm X}}$ =0,2; T_0 =1800K



e – дуга, 1,5 А; $\omega_{CH_x} = 0,2$; $T_0 = 2100 K$



г – СВЧ-разряд, 2 А; f = 1,35ГГц; T₀ = 1800К

Рис. 1. Температурные поля при дуговом и СВЧ-разряде



Рис. 2. Пульсации параметров в высокотемпературной зоне вторичной ионизации при дуговом разряде: *a* – температура среды; *δ* – суммарная скорость реакций

Как можно видеть из рис. 1, для всех режимов электрохимического горения в сравнительно богатой остаточными углеводородами зоне характерны периодические возмущения температурного (и концентрационного) поля параметров вниз по потоку, заключающееся в генерации колебаний температуры (на рис. 1 вследствие осреднения по времени за характерный, установленный в ходе расчетов интервал, представлены в виде зон с повышенной температурой). Однако вследствие наличия газодинамического сноса реагирующей среды из зоны свободных электронов разряда, нельзя однозначно утверждать о природе подобных волн ниже по потоку от разряда.

Для более детального изучения процессов было проведено детализированное моделирование горения в двух характерных сечениях на расстоянии 1,75 мм и 2,5 мм вверх по потоку от внешней границы ствола разряда в двух вариантах математической модели переноса энергии электромагнитным полем — с постоянным коэффициентом рассеивания лучистой энергии и без учета инициируемых излучением реакций за пределами зоны вторичной ионизации (рис. 2, сплошные линии); с нелинейным рассеиванием излучения и инициацией реакций во всем моделируемом объеме (рис. 2, пунктирные линии).

Нетрудно видеть, что поведение параметров вблизи разряда обратно тому распределению, которое соответствует нестационарным процессам, возникающим вследствие газодинамического либо диффузионного переноса химически активных компонент из высокотемпературной зоны, поскольку в этих случаях амплитуда и частота пульсаций монотонно падает при увеличении дистанции между контрольной точкой и границей разряда [6]. Напротив, в рассматриваемом случае вне зависимости от степени детализации используемой модели переноса наблюдается интенсификация колебаний температуры (рис. 2, *a*) и суммарной скорости реакций (рис. 2, *б*) при удалении от границы разряда.

Очевидно, возбуждаемые разрядом колебания параметров пламени связаны с периодическим насыщением реакционной зоны вблизи разряда частицами с повышенной реакционной способностью (ионы и возбужденные частицы), возникающих вследствие возбуждения компонент электромагнитным полем, и последующим истощением реагентов. Таким образом, полученные в ходе расчетов и представленные на рис. 1, 2 результаты свидетельствуют об основополагающей роли лучистого энергообмена для инициации нестационарных процессов в непосредственной окрестности разряда при электрохимическом горении и газодинамического сноса – для распространения нестационарных эффектов вниз по потоку, а также восполнения химического профиля среды в зоне вторичной ионизации после периодического истощения реагентов. Ярко выраженные различия между воздействием на поток стационарного и СВЧ-разряда (рис. 1, г) представляют собой материал для дальнейших исследований - в частности, изучения вопроса возможности существования резонанса между частотой разряда и криптонестационарными пульсациями потока в высокотемпературной зоне.

Список литературы

 Битюрин В.А. Исследование горения углеводородного топлива, стимулированное неравновесными плазменными образованиями в воздушном высокоскоростном потоке / В. А. Битюрин, А. И. Климов. Законы горения / под общ. ред. Ю. В. Полежаева. – М. : Энергомаш, 2006. – 352 с.

- Долматов Д. А. Химическая кинетика реакций возбужденных частиц при слабой ионизации среды / Д. А. Долматов, А. В. Кукурудза, М. Хадживанд // Авиационно-космическая техника и технология. – 2012. – № 8/95. – С. 73–78.
- Takahashi T. Measurement of NO rotational and vibrational temperatures in arc heated flow by LIF spectroscopy / T. Takahashi, T. Yamada, and Y. Inatani // 20th International Symposium on Space Technology and Science, Gifu, Japan, May 19–25, 1996.
- Законы горения / под общ. ред. Ю. В. Полежаева. – М. : Энергомаш, 2006. – 352 с.
- Оран Э. Численное моделирование реагирующих потоков / Э. Оран, Дж. Борис. М. : Мир, 1990. – 660 с.
- Райзер Ю. П. Физика газового разряда / Ю. П. Райзер. – Долгопрудный : Изд. Дом. Интеллект, 2009. – 736 с.

Поступила в редакцию 01.04.2014

Долматов Д.А. Вплив електромагнітного випромінювання на механізми горіння вуглеводнів у безпосередньому довкіллі розряду

Проведено математичне моделювання горіння алканових вуглеводнів у довкіллі стаціонарного дугового та високочастотного розрядів. Винайдені крипто-нестаціонарні ефекти, що пов'язані з променевим переносом енергії зі стволу розряду до зони приєднаної течії та вторинної іонізації, котрий виникає внаслідок релаксації збуджених електронним ударом часток та іонів. Проаналізовано асиметричність періодичного прискорення/уповільнення швидкості горіння відносно осі розряду та її зв'язок з газодинамічним зносом реагуючих збуджених часток, досліджено механізми перебудови кінетичної схеми процесу горіння.

Ключові слова: збуджений стан, променевий перенос енергії, пульсації параметрів, швидкість горіння, концентрація реагенту.

Dolmatov D. The influence of EM radiation on the hydrocarbon combustion mechanism near discharge

The article consists the results of mathematical modeling of the alkyl hydrocarbon near constant arc and SHF discharges. There were founded the crypto-transient effects which are linked with energy transmission from the main discharge to the connected area and secondary ionization zone by the EM radiation, generated during excited ions and particles relaxation processes. The axial asymmetric of flame total reaction speed acceleration/deceleration and gas dynamic influence on this effect have been analyzed, kinetic mechanism's rebuilding were researched.

Key words: excited state, radiation energy transmission, parameter's pulsation, flame speed, reagent concentration.

УДК 539.3

С. А. Моргун

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

ВЛИЯНИЕ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ НА ЧАСТОТЫ СВОБОДНЫХ КОЛЕБАНИЙ РАБОЧИХ ЛОПАТОК ТУРБОМАШИН

Изложена методика исследования влияния геометрических параметров лопаток турбомашин на частоты их свободных колебаний. С использованием метода конечных элементов разработана уточненная математическая модель, позволяющая учесть конструктивную неоднородность пера лопатки. Приведены результаты расчета низшего спектра частот колебаний рабочей лопатки турбины в зависимости от изменения основных геометрических характеристик пера лопатки.

Ключевые слова: лопатки турбомашин, геометрические параметры, колебания, метод конечных элементов, спектр частот.

Введение

В современных условиях развития турбостроения преобладающей является тенденция увеличения единичной мощности перспективных турбоагрегатов. Для обеспечения требуемого уровня надежности разрабатываемых турбомашин необходимо решить ряд задач механики деформируемого твердого тела. Одной из них является исследование вибропрочности лопаточного аппарата, как одного из наиболее нагруженных узлов. Изучению вопросов, связанных с колебаниями рабочих лопаток компрессоров и турбин, посвящен ряд работ [1-3]. Большая часть исследований в данном направлении проводилась на основе стержневой теории [1, 2]. Лопатки рассматривались как кривые стержни переменного поперечного сечения, совершающие синфазные колебания в одной из главных плоскостей изгиба [1] с определением их частот при помощи вариационных методов Ритца [1] или Бубнова-Галеркина [2]. Однако, математическим моделям, основанным на стержневой теории, присущи существенные недостатки: невозможность учета влияния на формы и частоты колебаний бандажной полки, геометрии охлаждающих каналов, радиусов скругления входной и выходной кромок лопатки. Более широкие возможности для исследования поведения рабочих лопаток турбомашин представляет использование трехмерных математических моделей, полученных с применением метода конечных элементов (МКЭ). Такой подход отражен в ряде работ [2-4]. Однако, для комплексного учета влияния различных геометрических параметров и конструктивных неоднородностей на частоты и формы колебаний рабочих лопаток турбомашин, требуется проведение дальнейших исследований с использованием уточненных математических моделей на основе МКЭ.

Целью работы является комплексное исследование влияния геометрических характеристик как охлаждаемых, так и неохлаждаемых рабочих лопаток турбомашин на частоты их свободных колебаний.

Изложение основного материала

При решении задачи о свободных колебаниях лопаток турбомашин методом конечных элементов целесообразно использовать вариационный принцип Лагранжа [2–4]

$$\frac{\partial L}{\partial q_i} - \frac{d}{dt} \left(\frac{\partial L}{\partial \dot{q}_i} \right) = 0 \quad i = (1, \dots, n), \tag{1}$$

где $L = \Pi - T - функция Лагранжа; \Pi - потен$ циальная энергия деформации элемента; <math>T -кинетическая энергия колебаний элемента; $q_i -$ обобщенная координата *i*-го узла; n -число узлов элемента.

Подробное описание ряда элементов, используемых при создании трехмерной конечно-элементной модели лопатки приведено в работе [4]: Потенциальная энергия деформации и кинетическая энергия колебаний каждого конечного элемента вычисляется следующим образом:

$$\Pi = \frac{1}{2} \left(\{\delta\}^T [K] \{\delta\} \right) \quad T = \frac{1}{2} \left(\{\delta\}^T [M] \{\delta\} \right), \qquad (2)$$

где [K] — матрица жесткости рассматриваемого конечного элемента; { δ } — вектор обобщенных перемещений узлов элемента; [M] — матрица масс рассматриваемого конечного элемента.

После подстановки (2) в (1) получаем уравнение движения рассматриваемой лопатки:

$$[M]{\left\{\delta\right\}} + [K]{\left\{\delta\right\}} = 0.$$
(3)

© С. А. Моргун, 2014

На основе (3) частота свободных колебаний лопатки вычисляется следующим образом:

$$[K_{IJ}]\delta_I - f^2[M_{IJ}]\delta_I = 0 \quad (I, J = 1, ..., N)$$
(4)

где *f* – частота колебаний лопатки;

N — число степеней свободы конечно-элементной модели лопатки.

Соотношения (4) определяют собой, так называемую, обобщенную проблему собственных значений, которая может быть решена при помощи использования прямого разложения Холецкого для ленточных матриц с последующим применением метода Хаусхольдера для перехода к трехдиагональным симметричным матрицам [3] и непосредственного определения частот колебаний лопатки.

Основные результаты и их анализ

Адекватность примененного алгоритма решения задачи исследовалась при сопоставлении результатов расчета частот свободных колебаний неохлаждаемой лопатки турбины f_p с результатами, приведенными в [1] f_m (табл. 1). Лопатка имеет следующие характеристики: длина l = 175 мм; хорда профиля b = 30,755 мм; угол закрутки $\alpha = 51^{\circ}31'$. Материал — жаропрочная сталь СМ88У-ВИ (плотность $\rho = 8100$ кг/м³, модуль Юнга $E = 1,685*10^{11}$ Па; коэффициент Пуассона $\nu = 0,3$).

Сопоставление результатов численного решения задачи с результатами, полученными в работе [1], свидетельствует о том, что расхождение составляет 1,12-4,1 %. Следовательно, можно сделать вывод о том, что предложенный метод расчета обладает высокой точностью и может быть использован для исследования влияния различных конструктивных параметров геометрии рабочих лопаток турбомашин на частоты их колебаний. Рассматриваемые ниже лопатки турбины изготовлены из жаропрочной стали СМ88У-ВИ. Схема лопатки и ее основные геометрические характеристики приведены ниже на рис. 1.

Исследуется влияние на частоты свободных колебаний таких параметров, как длина пера лопатки (l), хорда (b), толщина лопатки (c), угол закрутки (α), радиусы входной и выходной кромок (R_1 и R_2), а также диаметр (d) и число (q) отверстий по выходной кромке для выхода охлаждающего воздуха; высота (c_1) и толщина (b_1) стенок охлаждающих каналов и угол наклона (β) стенок охлаждающих каналов к оси лопатки z.

Результаты расчета сравниваются с экспериментальными данными. Методика проведения эксперимента приведена в работе [5]. Ниже на рис. 2–7 приведены зависимости, описывающие влияние геометрических характеристик пера лопатки на частоты ее собственных колебаний.

Таблица 1 — Собственные частоты колебаний рабочей лопатки турбины

Форма колебаний	<i>f_p</i> (Гц)	$f_m(\Gamma \mathfrak{u})$
m=0; n=1	224,5	222
<i>m</i> =1; <i>n</i> =1	329,8	324
<i>m</i> =1; <i>n</i> =2	421,2	402
<i>m</i> =2; <i>n</i> =2	709,3	682



Рис. 1. Основные геометрические характеристики лопатки турбины: *a* – вид лопатки со стороны корыта; *б* – поперечное сечение пера лопатки



Рис. 2. Зависимость частот колебаний от длины пера лопатки *l*:





Рис. 3. Зависимость частот колебаний от величины хорды профиля лопатки b:



Рис. 4. Зависимость частот колебаний от толщины пера лопатки с:

1 - расчетные данные; 2 - эксперимент



Рис. 5. Зависимость частот колебаний от величины угла закрутки пера лопатки α : 1 — расчетные данные; 2 — эксперимент



Рис. 6. Зависимость частот колебаний от величины радиуса входной кромки пера лопатки R_1 :

1 - расчетные данные; 2 - эксперимент



Рис. 7. Зависимость частот колебаний от величины радиуса выходной кромки пера лопатки R_2 :

1 – расчетные данные; 2 – эксперимент

Анализ графических зависимостей, приведенных выше на рис. 2, свидетельствует о том, что частота колебаний снижается с увеличением длины турбинных лопаток. Это может быть объяснено тем, что с увеличением длины пера лопатки снижается ее жесткость а, значит, повышается амплитуда и снижается частота колебаний. Увеличение таких параметров, как радиусы скругления входной и выходной кромок (рис. 6, 7) ведет к увеличению плошали поперечного сечения лопатки и как следствие, к уменьшению частоты ее колебаний. В случае турбинной лопатки увеличение хорды приводит к повышению частоты (рис. 3). Это объясняется тем, что исходя из соображений газодинамики, самым широкохордным является корневое сечение лопатки, обладающее наибольшей жесткостью. Возрастание угла закрутки (рис. 4) также приводит к снижению частоты колебаний турбинных лопаток, так как увеличение закрутки периферийного сечения относительно корневого приводит к снижению жесткости всего пера в целом. Увеличение толщины пера лопатки приводит к снижению амплитуды и. следовательно, к возрастанию частоты ее колебаний (рис. 3).

Перейдем к анализу влияния геометрических характеристик полости пера лопатки турбины на величину частот ее собственных колебаний. Ре-

зультаты расчета в сравнении с экспериментальными данными приведены в табл. 2-6.

Таблица 2 — Зависимость частот колебаний лопатки от числа охлаждающих отверстий по выходной кромке

Число отверстий q,	Частота колебаний <i>f</i> , Гц		
ШТ.	Расчетные данные	Эксперимент	
1	2050	2042	
2	2047,4	2039	
4	2043,1	2030	
6	2038,7	2026	
8	2032,9	2022,5	
10	2024,7	2017	

Таблица 3 — Зависимость частот колебаний лопатки от диаметра охлаждающих отверстий по выходной кромке

Диаметр отверстий d,	Частота колебаний f, Гц		
MM	Расчетные данные	Эксперимент	
1,5	2067	2058	
2,0	2059,3	2051	
2,5	2048,8	2041	
3,0	2036,2	2029	
4,0	2027,4	2025	
5,0	2022,9	2016	

_	16	
	10	

Общие вопросы двигателестроения

Таблица 4 — Зависимость частот колебаний лопатки от толщины стенок охлаждающих каналов

Расчетные данные

2037.2

2031,5

Частота колебаний f, Гц

Эксперимент

2032

2027

Толшина

стенок каналов

 b_1 , MM

15

2.0

2,5	20	025,8		2021	
3,0	20	020,4		2016	
Таблица 5	– Зависи	имость ча	астот и	колебан	іий
лопатки от	высоты	стенок	охла	ждаюц	цих
каналов					

Высота стенок	Частота колебаний f, Гц		
каналов <i>с</i> 1, мм	Расчетные данные	Эксперимент	
5,0	2012,1	2009	
8,0	2019,5	2014	
10,0	2028,7	2024	
12,0	2035,9	2031	
15,0	2041,4	2036	

Таблица 6 — Зависимость частот колебаний лопатки от угла наклона стенок охлаждающих каналов к оси лопатки *z*

Угол наклона стенок каналов	Частота колебаний f, Гц		
β, град	Расчетные данные	Эксперимент	
0	2031,5	2026	
2	2036,4	2032	
5	2042,9	2037	
8	2049,8	2044	
10	2053,7	2049	
12	2057,1	2052	
15	2063,6	2058	

Анализ результатов исследования влияния конструктивных параметров полости пера лопатки на частоты ее колебаний, приведенных в табл. 2-6, свидетельствует о том, что с увеличением числа отверстий для выхода охлаждающего воздуха снижается частота колебаний лопатки (табл. 2). Это объясняется тем, что с увеличением числа отверстий снижается жесткость пера лопатки, а, следовательно, увеличивается амплитуда и снижается частота ее колебаний. Аналогичным образом может быть объяснена и зависимость частот колебаний лопатки турбины от диаметра отверстий (табл. 3). При изучении влияния таких характеристик полости охлаждаемой лопатки, как стенки каналов, целесообразно их рассматривать в качестве системы ребер жесткости стрингерного типа для оболочечной конструкции. Исходя из этого допущения, можно сделать вывод, что увеличение высоты стенок в поперечном сечении приводит к увеличению жесткости пера лопатки и, как следствие, к повышению частот ее колебаний (табл. 5). Увеличение угла β (табл. 6) также увеличивает частоты колебаний, так как в этом случае происходит постепенный переход от аналогии со стрингерами к аналогии с ребрами жесткости кольцевого типа, что, в свою очередь, увеличивает изгибную жесткость лопатки. Однако, величина угла наклона стенок охлаждающих каналов к оси лопатки *z* строго регламентируется технологической документацией на производство лопаток и не может превышать 15°. Увеличение толщины стенок каналов (табл. 4) наоборот снижает частоты колебаний лопатки, так как в этом случае увеличивается общая материалоемкость, а значит, и масса лопатки.

Заключение

С использованием метода конечных элементов (МКЭ) исследовано влияние различных геометрических параметров конструкции рабочих лопаток турбомашин на величину спектра низших частот их свободных колебаний. Данная залача решалась с использованием разработанной vточненной математической модели. позволяющей в полной мере учесть конструктивную неоднородность пера лопатки. Сравнение результатов расчета частот колебаний турбинной лопатки с данными, приведенными в работе [1], свидетельствует об адекватности разработанной математической модели и высокой точности предложенного алгоритма решения поставленной задачи, что, в свою очередь, дает возможность использовать их для исследования не только свободных, но и вынужденных колебаний венцов рабочих лопаток турбомашин.

Список литературы

- Воробьев Ю. С. Колебания лопаточного аппарата турбомашин / Ю. С Воробьев. – К. : Наук. думка, 1988. – 224 с.
- Костюк А. Г. Динамика и прочность турбомашин / А. Г. Костюк. – М. : Машиностроение, 1982. – 264 с.
- Иноземцев А. А. Основы конструирования авиационных двигателей и энергетических установок / А. А. Иноземцев, М. А. Нихамкин, В. Л. Сандрацкий. – М.: Машиностроение, 2007. – 232 с.
- Каиров А. С. Исследование собственных колебаний лопаток турбомашин методом конечних элементов : зб. наук. праць НУК/ А. С. Каиров, С. А. Моргун. – Миколаїв : – 2012. – Вип. 5– 6. – С. 56–60.
- 5 Моргун С. А. Экспериментальное исследование свободных колебаний лопаток газотурбинного двигателя / С. А. Моргун, А. С. Каиров // Методи розв'язання прикладних задач механіки деформівного твердого тіла: зб. наук. праць. – Дніпропетровськ. – Ліра. – 2011. – Вип. 12. – С. 224–229.

Поступила в редакцию 23.12.2013

Моргун С.О. Вплив геометричних параметрів на частоти вільних коливань робочих лопаток турбомашин

Наведено методику досліджень впливу геометричних параметрів лопаток турбомашин на частоти їх власних коливань. З використанням методу кінцевих елементів розроблено уточнену математичну модель, яка дозволяє врахувати конструктивну неоднорідність пера лопатки. Наведено результати розрахунку нижчого спектру частот власних коливань робочої лопатки турбіни в залежності від зміни основних геометричних характеристик її пера.

Ключові слова: лопатки турбомашин, геометричні параметри, коливання, метод кінцевих елементів, спектр частот.

Morgun S. The geometrical parametrs influence on the turbomachinery blades' free oscillation

The new methodology, giving an opportunity to investigate the turbine blades geometrical parameters influence on their free oscillation frequencies, is given. In order to receive the foregoing problem solution a new, more perfect mathematical model, that takes blades' constructional inhomogeneity into consideration, has been developed on the base of finite elements method usage. The results of the free oscillation lowest frequencies spectrum calculation are given according to the turbine blades profile geometrical characteristics changement.

Key words: turbine blades, geometrical parameters, oscillation, finite elements method, frequencies spectrum.

УДК 536.2, 539.3

Д-р техн. наук Б. С. Карпинос¹, А. В. Коровин², канд. техн. наук А. П. Лобунько³, М. Ю. Ведищева²

¹Институт проблем прочности им. Г. С. Писаренка НАНУ, г. Киев ²ГП «Луцкий ремонтный завод «Мотор», г. Луцк ³ Государственный научно-исследовательский институт авиации, г. Киев

ЭКСПЛУАТАЦИОННЫЕ ПОВРЕЖДЕНИЯ ТУРБОРЕАКТИВНЫХ ДВУХКОНТУРНЫХ АВИАЦИОННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ С ФОРСАЖНОЙ КАМЕРОЙ СГОРАНИЯ

Выполнен анализ дефектации деталей и элементов более 100 авиационных газотурбинных двигателей с форсажной камерой сгорания после первого и второго межремонтного ресурса. Установлено, что после первого межремонтного ресурса наблюдается ускоренная деградация свойств материалов и существенное увеличение количества отбракованных деталей.

Ключевые слова: дефектация, авиационный двигатель, ресурс.

Введение

Условия работы конструкционных материалов турбореактивных двухконтурных авиационных двигателей с форсажной камерой сгорания (ТРДДФ) характеризуются многообразием эксплуатационных факторов, к которым в первую очередь следует отнести высокие уровни напряжений и температур, их цикличность и длительность, наличие химически активных рабочих сред и т. д. Во время выполнения полетного задания происходит многократное изменение функциональных параметров ТРДДФ, каждые несколько секунд происходит эволюция летательного аппарата, изменяются его скорость (число Маха М), тангаж, рыскание, высота полета h и, как следствие, изменяются число оборотов двигателя *n*_{вл}, расход воздуха $G_{\rm BO3}$ и топлива $G_{\rm TII}$, температура газа после компрессора $T_{\rm K}$, перед турбиной $T_{\rm T}$ и после форсажной камеры T_{dv} . На рис. 1 в качестве примера представлено изменение температуры T_{π} и напряжений σ в экстремально напряженной области лопатки газовой турбины [1] во время двух полетов (1, 2) самолета военного назначения. В течение одной минуты в среднем наблюдается 5-8 переходных неустановившихся режимов работы двигателя. Несмотря на имеющиеся публикации, посвященные анализу условий нагружения и накопления повреждений в элементах авиационных двигателей [2-4], проблемы обеспечения их надежности и эффективного использования ресурсных возможностей остаются актуальными в настоящее время [5].

Методика и результаты исследования

Основой методики исследования являлся статистический анализ результатов дефектации более 100 ТРДДФ на Луцком ремонтном заводе «Мотор», 62 % из которых отработали ресурс до 1-го ремонта (~350 часов) и 38 % — межремонтный ресурс (~ 700 часов с начала эксплуатации). Использовались нормативно-технические документы, регламентирующие признаки и уровень допустимых повреждений, а также штатные методы неразрушающего контроля состояния материала — капиллярный и рентгенографический, методы прецизионных измерений геометрических размеров конструктивного элемента, его массы и др.



Рис. 1. Кинетики температур и напряжений в опасной области лопатки

© Б. С. Карпинос, А. В. Коровин, А. П. Лобунько, М. Ю. Ведищева, 2014

В процессе дефектации ТРДДФ установлено наличие повреждений различной природы, а именно трещин механической и термической усталости, необратимого предельного деформирования деталей, прогаров, отлущивания покрытий, износ пар трения и т. д.

Повреждения компрессора

Дефекты элементов компрессора (рис. 2) в большинстве случаев являются следствием попадания посторонних частиц и предметов во входное устройство двигателя. На поверхности лопаток обнаружены забоины размерами (0,22,5)×(0,33,5) мм, царапины глубиной 0,5 мм, наблюдались необратимые формоизменения тела лопатки, ухудшались функциональные характеристики уплотнительных покрытий, имели место трещины в воздухозаборнике длинной до 55,5 мм. Трещины усталости в лопатках встречались в 0,5 % от общего количества рассмотренных двигателей.

Повреждения основной камеры сгорания (ОКС)

Условия функционирования элементов ОКС ТРДДФ характеризуются существенными значениями циклических механических и термических напряжений. Это предопределило совмест-



ные механические и термоусталостные повреждения в виде трещин и необратимого деформирования конструктивных элементов.

Обнаружена разгерметизация паянных швов (рис. 3) и других участков топливных коллекторов основного контура. Одной из причин этих дефектов являлись термические напряжения, возникающие за счет стесненности деформаций и различия коэффициентов линейного расширения материалов защитного покрытия, шва, трубки подвода и корпуса форсунки. В результате в покрытии и стенке подводящей трубки образовались трещины, повлекшие за собой дальнейшую разгерметизацию топливного канала, прогары корпусных деталей ОКС.

Возникновение трещин по паянным швам коллектора происходило по границе шва (галтели). Металлургических дефектов и явных дефектов пайки в зоне разрушения не обнаружено. Металлографический анализ излома трубопровода второго контура показал отсутствие изменений в структуре и составе металла. Зарождение трещин происходило от линейных очагов, расположенных у наружной поверхности трубопровода.

Отмечались также трещины на стойках диффузора корпуса ОКС (рис. 4).



Рис. 2. Повреждения лопаток компрессора (а) и воздухозаборника (б)



Рис. 3. Повреждения топливного коллектора и жаровой трубы ОКС



Рис. 4. Трещины в корпусе ОКС

Средняя длина трещин варьировалась в диапазоне 36 мм. Данный дефект обнаруживался в корпусах 15 % ТРДДФ, отработавших ресурс до 1-го ремонта и у 35 % – межремонтный ресурс.

Одним из напряженных элементов ОКС является трехступенчатый лабиринт, который соприкасается с уплотняющими гребешками ротора высокого давления. За счет контактных напряжений на поверхностях сотовых уплотнений образуются канавки (фреттинг-коррозия), из-за чего увеличиваются потери воздуха и снижается тяга двигателя (рис. 5). Замена лабиринта и его ремонт является сложным технологическим процессом, что зачастую приводит к замене полностью корпуса ОКС. Эти дефекты обнаруживались у 10 % корпусов ТРДДФ, отработавших ресурс до 1-го ремонта, и у 35 % корпусов двигателей, отработавших межремонтный ресурс.



Рис. 5. Износ трехступенчатого лабиринта

Повреждения турбины

Наиболее напряженными конструктивными элементами газовой турбины являются ее диски, рабочие и сопловые лопатки. Они изготавливаются из жаропрочных хромо-никелевых сплавов (табл. 1). Материал лопаток имеет направленную кристаллизацию и газоплазменные высокотемпературные защитные покрытия.

Интенсивные переходные режимы работы ТРДДФ, включая форсажные, большие частоты вращения роторов, вибронапряженность определяют в материале значительные уровни температур Т_М и компонент суммарных главных напряжений $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ при различных скоростях полета М (табл. 2) [6].

Несмотря на запасы статической прочности материала $\kappa_1, \kappa_2, \kappa_3, для$ деталей характерны термоусталостные разрушения в области малоцикловой усталости.

	Деталь	Материал		
турбина высокого давления				
1	рабочие лопатки	ЖС26-НК (ЖС32-И)		
2	диск	ЭП-742-ИД		
3	вращающийся дефлектор	ЭИ-698		
4	сопловые лопатки	ЖС6К-ВИ		
турбина низкого давления				
1	рабочие лопатки	ЖС6К-ВИ		
2	диск	ЭП-741П		
3	вал	ЭП-741 П		
4	сопловые лопатки	ЖС6К-ВИ		

Таблица 2 – Значения температур, напряжений и запасов прочности в рабочих лопатках

Темпе-	Напряжения,			Коэффициент запаса		
ратура		σ, МПа		прочности, к		
<i>Т</i> м, К	σ_1	σ_2	σ_3	κ_1	κ_2	К3
М= 0, <i>n</i> _{вл} =15582 об/мин						
1005	219	232	204	2,95	2,79	3,19
1149	116	121	90	3,71	3,55	4,77
1148	15	10	55	14,2	16,5	11,4
М =0,9, <i>n</i> _{вл} =15962 об/мин						
1083	246	253	201	1,98	1,91	2,41
1238	126	130	92	1,86	1,81	2,57
1238	32	27	30	7,65	8,58	5,69

Наиболее распространенными дефектами рабочих лопаток (РЛ) являлись: утонение входной кромки, появление термоусталостных трещин и прогары. По этим причинам отбраковано 50 % лопаток. В эксплуатации отмечались случаи обрыва лопаток (рис. 6). Поверхность лопаток имела коричневый цвет, а в зоне разрушения темносерый.

В месте излома наблюдалось обгорание поверхности со стороны корыта и входной кромки. Кроме того, выявлены термоусталостные трещины на входной кромке и со стороны корыта, отслаивание покрытия. Излом окислен, имел серый цвет различных оттенков. На входной кромке по месту образования продольной трещины зафиксированы утонения стенки до 0,1 мм и менее. Имела место разнотолщинность стенок, особенно в зоне входной кромки со стороны корыта и спинки. Металлографический анализ материала показал образование междендритной пористости, что способствовало деградации его механических свойств и активному накоплению термоусталостных повреждений вплоть до возникновения магистральной трещины и ее дальнейшему росту.

Изменения в структуре материала вызывали также однонаправленное необратимое деформирование РЛ. Эти дефекты обнаруживались у лопаток 15 % двигателей, отработавших ресурс до 1-го ремонта, и v 50 % - межремонтный ресурс. Существенные повреждения отмечены в сопловых лопатках турбины. Сведения о тепловом и термонапряженном состоянии материала лопаток на разных режимах полета приведены в табл. 3 [5].



Рис. 6. Разрушение рабочих лопаток турбины высокого давления

Таблица 3 – Значения температур, напряжений и запасов прочности в сопловых лопатках

Температура,	Напряжения, σ МПа			
<i>Т</i> _м , К	σ_1	σ_2	σ_3	κ _M
]	$M=0, n_{B,R}=$	15582 об/	мин	
1143	17,6	8,4	-11,3	24,1
1169	17,6	8,4	-11,3	21,6
М =0,9, <i>n</i> _{вл} =15962 об/мин				
1281	16,6	7,9	-10,6	11,8
1318	16,6	7,9	-10,6	8,7
М =1,0, <i>n</i> _{вд} =15973 об/мин				
1253	27,2	12,9	-17,4	8,8
1299	27,2	12,9	-17,4	6,2

Несмотря на относительно невысокие значения напряжений. в сопловых лопатках обнаружено значительное количество дефектов (рис. 7) в виде трещин термической усталости в зонах концентрации напряжений, около охлаждающих каналов и галтелей. Эти дефекты фиксировались при первичной дефектации методом наружного осмотра. Более мелкие трещины выявлялись методом капиллярной дефектоскопии. После ремонтных работ технические характеристики лопаток практически восстанавливались. Статистика отбраковки свидетельствует, что у 5 % секторов выявлены подобные повреждения при наработке ТРДДФ ~ 300 часов (ресурс до 1-го ремонта). У 30 % секторов двигателей, отработавших с начала эксплуатации ~ 600 часов наблюдались термоусталостные повреждения. Это позволило сделать заключение, что наиболее интенсивно разупрочнение материала происходит во время межремонтного ресурса, что связано как с накоплением микродефектов, так и с качеством ранее выполненного ремонта.

Помимо трещин в деталях турбины имел место высокотемпературный износ. Он наблюдался на поверхностях уплотнительных вставок, обеспечивающих необходимый радиальный зазор между корпусом и вставкой (рис. 8). Для его контроля выполнялись инструментальные измерения с помощью микрометрических скоб.

Такой дефект имел место у 10 % уплотнительных вставок ТРДДФ, отработавших ресурс до 1-го ремонта, и 25 %, отработавших межремонтный ресурс.





Рис. 7. Термоусталостные трещины в сопловых лопатках



Рис. 8. Износ уплотнительных вставок

Форсажная камера сгорания (ФКС) и реактивное сопло (РС)

Для конструктивных элементов этих узлов ТРДДФ особенно характерны экстремальные термические нагрузки. Например, разность температур между различными участками смесителя может достигать 200...250 °C [5]. Неоднородность теплового состояния детали стала причиной термических напряжений и, как следствие, возникновения термоусталостных трещин (рис.9). Их длина в зоне отверстий по основному материалу колебалась в диапазоне 315 мм.

Повторяемость дефекта составляла 20 % на двигателях, отработавших ресурс до 1-го ремонта и 50 % — межремонтный ресурс.



Рис. 9. Термоусталостные трещины в смесителе

Наиболее повреждаемыми деталями ФКС оказались стабилизаторы пламени. На всех стабилизаторах, независимо от наработки ТРДДФ, обнаружено выгорание и нарушение покрытия ЭВК-13, термоусталостные трещины вблизи перфораций, их коробление.

На рис. 10 представлены характерные разрушения покрытия при наработке двигателя около 340 часов. Дефект имел место у 15 % ТРДДФ, выработавших ресурс до 1-го ремонта и 45 % – отработавших межремонтный ресурс.

Регулируемое сверхзвуковое сопло — сложный кинематический механизм, подвергающийся широкому спектру термомеханических циклических нагрузок, включая контактные. В табл. 4 приведены условия нагруженности материала створок PC.



Рис. 10. Разрушение покрытия ЭВК-13 и высокотемпературное окисление основного материала стабилизатора пламени

Таблица 4 — Значения температур, напряжений и запасов прочности створок PC

Деталь	Материал	Температура <i>T</i> , °C	Напряжения σ _{изг} , МПа	к		
	створки малые					
ведущие	ВХ4Л-ВИ	465	717	1,32		
ведомые	ВХ4Л-ВИ	465	684	1,38		
защитные	XH50MB	770	248	1,51		
экраны	КТЮР					
створки большие						
ведущие	ЖС-3ДК	1050	110	1,0		
веломые	ЖС-ЗЛК	1050	_	-		

Дополнительно на материал оказывает воздействие высокотемпературный высокоскоростной газовый поток. Как следствие, на трущихся поверхностях и в шарнирах обнаруживаются следы износа, в теле створок — трещины термической усталости, сами створки необратимо деформируются. На рис. 11, *а* показан механический износ защитного экрана.



Рис. 11. Износ малой ведомой створки РС

Износ приводит к разупрочненению основного материала, оплавлению или смятию фрагментов детали (рис. 11 б).

Повторяемость данного дефекта для двигателей, отработавших ресурс до 1-го капитального ремонта - 15 %, и 50 % для двигателей, отработавших межремонтный ресурс. На ведомых створках износ и трещины обнаруживались реже (5 % после отработки ресурса до 1-го ремонта и 15 % створок РС двигателей, отработавших межремонтный ресурс). Износ имел локальный характер, форма отверстий приближалась к эллипсу. В проушинах износ достигал 0,1...1,0 мм. Термоусталостные трещины на кромках створок выявлены у 15 % от общего количества (рис. 12). При дефектации использован капиллярный метод. Анализ состояния поверхности позволил сделать вывод, что основной причиной появления трещин является концентрация напряжений вблизи рисок. Риски имели производственное происхождение, их глубина достигала 0,25...0,45 мм. Устранение трещин осуществлялось механической зачисткой, что восстанавливало технические характеристики створки.

Анализируя результаты дефектации ТРДДФ следует отметить, что механические и термические дефекты (трещины, износ) являются основным видом повреждений деталей, ограничивающих ресурс. На рис. 13 представлена гистограмма



Рис. 12. Термоусталостные трещины на кромке створки

появления термоусталостных трещин в наиболее напряженных элементах горячей части ТРДДФ.

Можно сделать вывод, что у ТРДДФ, отработавших ~350 часов (ресурс до 1-го ремонта), термоусталостные дефекты отмечаются в среднем у 10–15 % деталей. Это топливный коллектор, сопловые и рабочие лопатки, смеситель, стабилизаторы, створки ФКС и регулируемого РС. После 1-го ремонта наблюдается значительный рост количества обнаруженных термоусталостных дефектов. Необходимо отметить, что повреждаемость деталей ТРДДФ, отработавших ~700 часов с начала эксплуатации, значительно выше (до 20–30 %) чем у двигателей, отработавших ресурс до 1-го ремонта.

На рис. 14 показана гистограмма износа элементов ТРДДФ в зависимости от наработки. Тенденция увеличения количества дефектов по мере эксплуатации сохраняется. После 350 часов работы двигателя износ обнаруживался в среднем на 5–10 % деталей, после 700 часов – на 15–35 %. Количество отбракованных рабочих лопаток существенно отличается от средних значений и достигает 50–70 %.

Проведенный статистический анализ результатов дефектации свидетельствует о важности своевременного и качественного выполнения регламентных и ремонтных работ, подтверждает актуальность совершенствования научных основ диагностирования и прогнозирования состояния (свойств) материалов после восстановительных мероприятий.



Рис. 13. Результаты дефектации элементов горячей части ТРДДФ



Рис. 14. Износ элементов горячей части ТРДДФ

Выводы

1. Выполнена дифференциация эксплуатационных повреждений конструктивных элементов ТРДДФ:

- осевые компрессоры (49 %) — царапины и забоины, трещины усталости робочих лопаток, нарушение специальных покрытий уплотнителей;

- ОКС (20 %) — нарушение герметичности трубопроводов и трещины термомеханической усталости топливного коллектора, прогары и коробление жаровой камеры, образование наслоений нагара, закоксованность форсунок;

- газовые турбины (45 %) — трещины термической усталости на кромках и галтелях сопловых и РЛ, в охлаждающих каналах, обгорание и недопустимое деформирование лопаток, их прогары и оплавление, разрушение термозащитных покрытий;

- ФКС и РС (10 %) – трещины термомеханической усталости, износ створок, недопустимое их деформирование, трещины усталости в проушинах, негерметичность гидроцилиндров систем в управления РС.

2. Установлено, что отбраковке подлежит около 30 % деталей ТРДДФ после отработки ресурса до 1-го ремонта и около 70 % — после отработки межремонтного ресурса, т.е. с наработкой функциональные возможности материала существенно снижаются.

Список литературы

- Карасьов О. Г. Особливості експлуатаційної пошкодженості лопаток турбін авіаційних двигунів військового призначення / Карасьов О. Г., Лобунько О. П. // Вісник Київського національного університету імені Тараса Шевченка. Військово-спеціальні науки. Ювілейний випуск, 2003. – С. 95–100.
- Анализ причин разрушения сопловых лопаток малоресурсных авиационных двигателей военного назначения / [Карпинос Б.С., Карасев А. Г., Самулеев В. В. и др.] // Вибрация в технике и технологиях. 2001. № 5. С. 91–93.
- Карпинос Б. С. Разрушение элементов горячего тракта авиационных газовых турбин / Карпинос Б. С., Барило В. Г., Самулеев В. В. // Вестник двигателестроения. – 2004. – №1. – С. 4–10.
- Гецов Л. Б. Материалы и прочность деталей газовых турбин : в двух книгах. Книга 1. / Гецов Л. Б. – Рыбинск : ООО «Издательский дом Газотурбинные технологии». – 2010. – 610 с., книга 2. – 2011. – 494 с.
- 5. Третьяков О. Эксплуатация РД-33 по техническому состоянию / Третьяков О. // Крылья Родины. 1999. № 5. 14 с.
- Турбореактивный двухконтурный двигатель с форсажной камерой сгорания РД 33-2С / под ред. В. В. Кулешова. – М. : ВВИА им. Н. Е. Жуковского, 1986. – 328 с.

Поступила в редакцию 14.10.2013

Карпінос Б.С., Коровін О.В., Лобунько О.П., Ведищева М.Ю. Експлуатаційні пошкодження турбореактивних двоконтурних авіаційних двигунів з форсажною камерою згоряння

Виконано аналіз дефектації деталей і елементів більше ніж 100 авіаційних газотурбінних двигунів із форсажною камерою згорання після першого і другого міжремонтного ресурсу. Встановлено, що після першого міжремонтного ресурсу спостерігається прискорена деградація властивостей матеріалів і суттєве збільшення кількості відбракованих деталей.

Ключові слова: дефектація, авіаційний двигун, ресурс.

Karpinos B., Korovin A., Lobunko A., Vedishcheva M. In-service damage of aircraft turbojet bypass engines with afterburner

The analysis of defects in components and elements of more than 100 aircraft gas-turbine engines with afterburner after first and second overhaul periods has been performed. After first overhaul period an enhanced degradation of the material properties and a substantial increase in the number of out-of-control components are found to be observed.

Key words: the analysis of defects, aircraft engines with, resource.

УДК 539.37

Канд. техн. наук Д. И. Анпилогов

Запорожский национальный технический университет

ОЦЕНКА СДВИГОВОЙ ДЕФОРМАЦИИ ПРИВОДНОЙ ШЕСТЕРНИ АВИАЦИОННОГО ДВИГАТЕЛЯ

Построено аналитическое решение задачи теории упругости для двухсвязной области, моделирующей приводную шестерню авиационного двигателя. Оценены взаимные смещения точек на границах области. Установлено, что эти смещения достаточны для использования индукционных датчиков.

Ключевые слова: плоская задача теории упругости, граничные условия, комплексные потенциалы, крутящий момент, сдвиговая деформация, датчик положения.

Введение

Актуальность контроля и диагностики технического состояния авиационных двигателей в режиме реального времени несомненна, особенно для самолетов маневренной авиации [1]. Отслеживание текущих значений такого интегрального параметра, как тяга двигателя, помогает ориентироваться при ручном управлении. Кроме того, организация обратной связи позволит стабилизировать режим работы двигателя. В качестве сенсоров используются различные датчики, например СВЧ [2], пирометрические [3] и др. Очевидно, основным требованиям (бесконтактность, термостойкость, высокая чувствительность к линейным и угловым перемешениям. простота, належность) удовлетворяют индуктивные датчики, позволяющие отслеживать перемещения в десятки микрон и менее [4].

При приложении крутящего момента приводная шестерня двигателя деформируется. Изменение взаимного положения меток на контурах шестерни сигнализирует о величине момента. Целью работы является оценка этой деформации на предмет ее сопоставления с чувствительностью индукционных датчиков.

Методика исследований

Ограничимся постановкой и решением плоской граничной задачи теории упругости в физически линейной постановке. Область задачи является двухсвязной и ограничена концентрическими окружностями радиусов R_1 , R_2 . Приложение внешних моментов моделируется приложением тангенциальных усилий, равномерно распределенных вдоль внутреннего и внешнего контуров. На рис. 1 указаны направления этих усилий, при которых возможно равенство нулю суммарного внешнего момента.

Граничная задача решается методом комплексных потенциалов Мусхелишвили [5]. Сформули-

© Д. И. Анпилогов, 2014



Рис. 1. Геометрия области и внешние усилия

руем граничные условия. Введем локальную систему координат $r\theta$ (см. рис. 1). Пусть dS – площадка на контуре, нормальная к направлению r. Через *h* обозначим физическую толщину области. Тогда $dS = h \times R d\theta$, $d\theta$ — угол, под которым площадка dS видна из центра; $R = R_1$ и $R = R_2$ для внутреннего и внешнего контуров соответственно. Через $\overline{r\theta}$ обозначим касательное напряжение, действующее на площадку dS (проекция на ось θ напряжения, действующего на площадку, нормальную к r [5, с. 133]). Тогда элемент силы $dF = \overline{r\theta} \cdot dS = \overline{r\theta} \times hR d\theta$, элемент внешнего момента $dM = RdF = \overline{r\theta} \times hR^2 d\theta$. Интегрируя по vглам 0≤θ≤2π, получаем внешний момент $M = 2\pi R^2 h \overline{r \theta}$. Через $M_0 = M/h$ обозначим внешний момент в расчете на единицу длины, отмеряемой вдоль направления h. Тогда

$$M_0 = 2\pi R^2 r \Theta \,. \tag{1}$$

- 25 -

На внутренний и внешний контуры области должны действовать разные напряжения, обеспечивающие одинаковый момент: $M_0 = 2\pi R_1^2 \overline{r\theta}' = 2\pi R_2^2 \overline{r\theta}''$. Здесь один штрих означает принадлежность к внутреннему контуру, а два штриха — к внешнему. Тогда следует положить:

$$\overline{r\Theta}' = \frac{M_0}{2\pi R_1^2} = iA'_0$$
, $\overline{r\Theta}'' = \frac{M_0}{2\pi R_2^2} = iA''$.

Пусть внешняя нагрузка распределена по контуру равномерно. Тогда коэффициенты A'_0 , A''_0 являются свободными членами рядов Фурье функции $\overline{r\theta}$ по углу θ на внутреннем и внешнем контурах соответственно. Остальные коэффициенты этих рядов равны нулю. Тогда граничные условия [5, § 59, (2)] принимают вид:

$$\Phi(z) + \overline{\Phi(z)} - e^{2i\theta} \left(\overline{z} \ \Phi'(z) + \Psi(z) \right) = \begin{cases} A'_0, & r = R_1 \\ A''_0, & r = R_2 \end{cases}$$

Дальнейшее применение метода неопределенных коэффициентов согласно методике, изложенной в [5], приводит к результатам:

$$\Phi(z) \equiv 0, \qquad \Psi(z) = i \frac{M_0}{2\pi} \cdot \frac{1}{z^2}.$$
 (2)

Этим самым решение граничной задачи построено.

Результаты и их обсуждение

Интерпретация решения (2) состоит в получении поля перемещений согласно [5, § 32, (1)]. Для компонент u, v перемещения внутренней точки z = x + iy области получаем:

$$u = \frac{M_0}{4\pi\mu} \cdot \frac{1}{r} \sin\theta, \quad v = -\frac{M_0}{4\pi\mu} \cdot \frac{1}{r} \cos\theta.$$
(3)

Здесь r = |z|, $\theta = \arg z$, μ — модуль сдвига материала.

Проверим построенное решение. Дифференцируя (3), находим относительные деформации [5, § 14, (5)]:

$$e_{xx} = -\frac{2Axy}{r^4}, \qquad e_{yy} = \frac{2Axy}{r^4}, \qquad e_{xy} = A\frac{x^2 - y^2}{r^4}.$$

Здесь обозначено $A = \frac{M_0}{4\pi\mu}$. Тогда согласно закону Гука [5, § 19, (18)], напряжения

$$X_{x} = -\frac{E}{1+\sigma} \cdot \frac{2Axy}{r^{4}}, Y_{y} = \frac{E}{1+\sigma} \cdot \frac{2Axy}{r^{4}}, X_{y} = \frac{E}{1+\sigma} \cdot A\frac{x^{2}-y^{2}}{r^{4}}.$$

Здесь через *E* обозначен модуль Юнга, через σ – коэффициент Пуассона; $E = 2(1+\sigma)\mu$ [5, § 19, (15)]. Пересчет этих напряжений согласно [5, § 8, (7)] к осям x', y', повернутым на угол θ в положительном направлении приводит к результатам

 $X'_{x'} = 0$, $Y'_{y'} = 0$, $X'_{y'} = \frac{M_0}{2\pi r^2}$. Первые два из этих

соотношений подчеркивают сдвиговый характер деформации, а третье соответствует (1).

Используя [5, § 39, (2)], преобразуем поле перемещений (3) к повернутым осям $_{t}$ (3) с

$$v_r = 0, \qquad v_\theta = -\frac{M_0}{4\pi\mu} \cdot \frac{1}{r}.$$
 (4)

Первое из этих двух соотношений подчеркивает сдвиговый характер деформации. Независимость полученных компонент перемещения от угла θ обусловлена цилиндрической симметрией задачи.

Тогда углы поворота точек m', m'' на внутреннем и внешнем участках контура:

$$\theta' = \frac{v_{\theta}(R_1)}{R_1} = -\frac{M_0}{4\pi\mu} \cdot \frac{1}{R_1^2} , \quad \theta'' = \frac{v_{\theta}(R_2)}{R_2} = -\frac{M_0}{4\pi\mu} \cdot \frac{1}{R_2^2} .$$

Взаимный угол поворота этих точек:

ı

$$\Delta \theta = \theta'' - \theta' = \frac{M_0}{4\pi\mu} \cdot \frac{R_2^2 - R_1^2}{R_1^2 R_2^2}$$

Использование численных значений, характерных для двигателя МС-14, приводит к следующему результату. Взаимное смещение точек принимает значения порядка десятков микрон, что находится в пределах чувствительности индуктивных датчиков положения.

Выводы

1. В работе сформулирована и решена граничная задача теории упругости для двухсвязной области, моделирующей приводную шестерню авиационного двигателя.

2. Выполнена проверка решения и подтвержден сдвиговый характер деформации.

3. Оценено взаимное смещение точек на контурах области. Результат превосходит порог чувствительности индуктивных датчиков. Следовательно, деформация приводной шестерни может быть использована для оценки мощности двигателя в режиме реального времени.

Список литературы

 Кузьмичева А. О. Формирование информационных потоков, используемых для управления и диагностирования авиационных ГТД / Кузьмичева А. О., Мельникова Н. С., Коротков В. Б. // Вестник двигателестроения. — 2009. — № 2. — С. 189—192.

- Test and validation of amicrowave tip clearance sensor on a 25mw gas turbine engine / D. Kwapisz, M. Hafner, V. Spitsyn etc. // Вестник двигателестроения. – 2011. – № 2. – С. 152–161.
- Губайдуллин И. Т. Потенциал и реальные возможности оптико-электронной пирометрической системы для решения задач контроля и диагностики теплонапряженного состояния

рабочих лопаток турбины авиационных ГТД / Губайдуллин И. Т. // Вестник двигателестроения. – 2009. – № 3. – С. 189–194.

- Индуктивный прецизионный датчик линейных перемещений [Эл. ресурс]. – Режим доступа: http://www.startsensor.com/catalog.php?id=156.
- Мусхелишвили Н. И. Некоторые основные задачи математической теории упругости / Мусхелишвили Н. И. – М. : Наука, 1966. – 707 с.

Поступила в редакцию 13.03.2014

Анпілогов Д.І. Оцінка зсувної деформації привідної шестерні авіаційного двигуна

Побудовано аналітичний розв'язок задачі теорії пружності для двохзв'язної області, яка моделює привідну шестерню авіаційного двигуна. Оцінено взаємні зміщення точок на межах області. Встановлено, що ці зміщення є достатніми для використання індуктивних сенсорів.

Ключові слова: пласка задача теорії пружності, граничні умови, комплексні потенціали, крутний момент, зсувна деформація, сенсор положення.

Anpilogov D. Evaluation of shear strain of aircraft engine drive gear

The analytical solution of the elasticity problem for doubly connected domain, modeling the aircraft engine drive gear, is built. The mutual displacement of the boundary points is evaluated. Established that points displacement is sufficient for the inductive sensors using.

Key words: plane problem of elasticity theory, boundary conditions, complex potentials, torque, shear deformation, the position sensor.

УДК 621.891:669.018.44

Д-р техн. наук Л. И. Ивщенко, канд. техн. наук В. В. Цыганов

Запорожский национальный технический университет, г. Запорожье

СТРУКТУРНАЯ ОРГАНИЗАЦИЯ МАТЕРИАЛОВ СЛОЖНОНАГРУЖЕННЫХ ТРИБОСОПРЯЖЕНИЙ

Рассмотрены вопросы структурной приспосабливаемости поверхностного слоя деталей трибосопряжений при трении в условиях многокомпонентного динамического нагружения. Показана связь трансформации структуры, особенностей структурного состояния деформированных при трении поверхностных слоев металла и износостойкости.

Ключевые слова: износ, износостойкость, поверхностный слой, структурное состояние.

Введение и проблематика вопроса

В современной трибологии все шире рассматриваются процессы самоорганизации материала в поверхностных слоях при трении на основе синергетических принципов. В соответствии с этими принципами в результате контактного взаимодействия формируются особые диссипативные структуры, способные преобразовывать внешнюю механическую энергию во внутреннюю энергию деформационных процессов, что сопровождается уменьшением вероятности разрушения и дает возможность повысить износостойкость трибосопряжений.

При структурной приспосабливаемости, как отмечал Б. И. Костецкий [1], вся работа диссипации превращается в тепло и термическая нагруженность поверхности существенно зависит от диссипативной способности основного материала. Этот фактор вместе с прочностью вторичных структур при контактном взаимодействии определяет износостойкость материала. В процессе структурной приспосабливаемости материалов происходит перестройка структуры поверхностного слоя в энергетически выгодную для данных условий нагружения [2].

Однако отмеченная в работах различных авторов значительная структурная перестройка поверхностных слоев материалов трибосопряжений трудносопоставима и не позволяет детализировать конкретные механизмы обеспечения повышенной износостойкости. Вызвано это, прежде всего условиями проведения исследований, которые часто не соответствуют реальным условиям эксплуатации трибоузлов, поскольку большая часть деталей трибосопряжений работает в условиях сложного динамического нагружения, связанного с вибрациями, действующими в разных направлениях, что влияет на нестабильные синергетические процессы.

Методики исследований

Для раскрытия механизма формирования оптимального износостойкого поверхностного слоя

© Л. И. Ивщенко, В. В. Цыганов, 2014

деталей трибосопряжений, которые эксплуатируются при многокомпонентном динамическом нагружении, разработаны соответствующие методики и установки [3, 4]. Оценивали изменение интенсивности изнашивания при различных условиях двухкомпонентного нагружения – (удар с последующим продольным проскальзыванием) и трехкомпонентного – (удар и проскальзывание в двух взаимно перпендикулярных направлениях) на образцах различных сталей и сплавов: ВТ20, 40Х, ХТН-61, 60С2А по методике, представленной в работе [5]. Условия проведения испытаний: амплитуда поперечных проскальзываний от 0 до 0,2 мм; амплитуда продольных проскальзываний 0,1 мм; частота поперечных проскальзываний 30 Гц; частота продольных проскальзываний 66 Гц; нормальная нагрузка 20 Н, время испытаний от 2 до 4 часов.

Результаты исследований и их обсуждение

Наличие поперечных проскальзываний при трении с трехкомпонентным нагружением, как представлено на рисунке 1, существенно повышает интенсивность изнашивания образцов в сравнении с износом при двухкомпонентном нагружении (A_{non} = 0) для всех рассмотренных материалов, что является следствием изменения структурного состояния поверхностного слоя. Повышенному износу подвержены образцы с однородным по прочностным свойствам поверхностным слоем. Увеличение амплитуды поперечных проскальзываний при трении с трехкомпонентным нагружением способствует образованию более однородного поверхностного слоя, уменьшению его прочности, достижению более равномерного рельефа поверхности, что коррелирует со снижением значений работы выхода электрона и их разброса по поверхности [6]. Однако величина корреляции между износостойкостью и степенью однородности поверхностного слоя существенно отличается и зависит не только от динамики нагружения, но и от свойств материала, а также температуры окружающей среды, что значительно усложняет управление синергетическими процессами.

При этом зависимость объемной интенсивности изнашивания от амплитуды поперечных проскальзываний является нелинейной и ее характер для различных металлов существенно отличается. Увеличение амплитуды поперечных проскальзываний более определенного предельного значения не приводит к росту объемной интенсивности изнашивания. Для сплава XTH-61 эта величина составляет 0,1 мм, для стали 60С2А -0,06 мм, для сплава ВТ20 и стали 40X – около 0,3 мм. Причем, как следует из представленных результатов, чем более износостойким в условиях опытов является материал, тем меньше величина предельной амплитуды поперечных проскальзываний - материал быстрее «приспосабливается» к изменению условий сложного трехкомпонентного нагружения связанных с наличием поперечных проскальзываний.

Проверка полученных положений потребовала исследований физико-механических свойств поверхностного слоя изношенных образцов с определением закономерностей поверхностного разрушения анализируемых материалов, которые определяли методами непрерывного вдавливания и сканирования индентором на специальном приборе «Микрон-гамма». Метод непрерывного вдавливания индентора основан на автоматической регистрации глубины внедрения в зависимости от приложенной нагрузки на индентор. Метод сканирования базируется на непрерывной регистрации сопротивления движению индентора по поверхности (тангеншиальная составляющая силы трения индентора) в зависимости от приложенной нагрузки. Определение статистических связей между сопротивлениями локальных микрообъемов материала контактному деформированию

позволяет произвести комплексную оценку состояния поверхностного слоя на трассе сканирования и, в частности, позволяет оценивать среднюю прочность на трассе сканирования, оценивать разброс и неоднородность прочностных свойств, моделировать элементарные акты процессов трения и износа [7]. Режимы сканирования: величина нагрузки на индентор – 0,1 H; скорость нагружения – 0,01 H/c; скорость сканирования – 40 мкм/с.

Трибограммы тангенциальной составляющей силы трения при сканировании образцов из основных исследованных материалов после испытаний с различными амплитудами поперечных проскальзываний представлены на рисунках 2—4. Как следует из полученных результатов, трение с трехкомпонентным нагружением при амплитудах поперечных проскальзываний, близких к предельным, приводит к перестройке структуры поверхностного слоя в энергетически выгодную для данных условий нагружения и снижению интенсивности изнашивания.

Наиболее наглядно это можно наблюдать на образцах стали 60С2А. Учитывая сравнительно высокую износостойкость этой стали, амплитуды поперечных проскальзываний оказывают меньшее влияние на величину интенсивности изнашивания. Применяемые при испытаниях амплитуды поперечных проскальзываний оказались близки к предельным, что сопровождается существенным изменением структурного состояния поверхностного слоя образцов. При трении с $A_{non} = 0,06$ мм и $A_{non} = 0,08$ мм образовался менее прочный, чем при двухкомпонентном нагружении с *A_{non}* = 0, однородный равнопрочный поверхностный слой. На рисунке 2 соответствующие трибограммы указывают на меньшую величину и разброс тангенциальной составляющей силы трения.



Рис. 1. Зависимость интенсивности изнашивания от амплитуды поперечных проскальзываний при износе образцов различных материалов: 1 – сплав ВТ 20; 2 – сталь 40Х, 3 – сплав XTH-61; 4 - сталь 60С2А





Рис. 2. Изменение тангенциальной составляющей силы трения F при сканировании образцов из стали 60C2A после испытаний с различными амплитудами поперечных проскальзываний в зависимости от нагрузки на индентор: 1 – амплитуда поперечных проскальзываний 0,08 мм; 2 – амплитуда поперечных проскальзываний 0,06 мм; 3 – амплитуда поперечных проскальзываний 0 мм



Рис. 3. Изменение тангенциальной составляющей силы трения F при сканировании образцов из сплава XTH-61 после испытаний с различными амплитудами поперечных проскальзываний в зависимости от нагрузки на индентор: 1 – амплитуда поперечных проскальзываний 0,05 мм; 2 – амплитуда поперечных проскальзываний 0,01 мм; 3 – амплитуда поперечных проскальзываний 0 мм



Рис. 4. Изменение тангенциальной составляющей силы трения *F* при сканировании образцов из сплава BT20 после испытаний с различными амплитудами поперечных проскальзываний в зависимости от нагрузки на индентор: 1 – амплитуда поперечных проскальзываний 0,20 мм; 2 – амплитуда поперечных проскальзываний 0,17 мм; 3 – амплитуда поперечных проскальзываний 0,06 мм

Для других исследованных материалов эти изменения менее существенны, т. к. применяемые при испытаниях амплитуды поперечных проскальзываний далеки от предельных. Однако снижение дисперсии тангенциальной составляющей силы трения при сканировании (рис. 5) указывает на отмеченную зависимость, причем в большей степени она проявляется на более износостойком материале.

При этом необходимо учитывать, что на структурное состояние поверхностного слоя и механизм изнашивания при сложном динамическом нагружении титанового сплава BT20 может оказывать существенное влияние наличие на поверхности наноструктурных пленок. Показано [8], что при изнашивании данного материала на воздухе, при комнатной температуре на поверхности трения образуются подобные пленки, которые выполняют роль твердой смазки. В состав пленки входят оксиды, гидроксиды, нитриды, гидриды хрома, титана. В частности, влияние пленок на свойства поверхностного слоя сплава ВТ20 проявляется в начальный период внедрения индентора при минимальной амплитуде поперечных проскальзываний (0,06 мм). Как следует из трибограммы 3 (рис. 4), происходит падение тангенциальной составляющей силы трения. Исходя из



Рис. 5. Изменение дисперсии тангенциальной составляющей силы трения при сканировании образцов сплава XTH-61 – *a*) и BT20 – *б*)

вида соответствующих трибограмм 1 и 2, можно предположить, что при трении с поперечными перемещениями больших амплитуд не происходит образование подобных пленок.

Таким образом, отмеченные результаты исследований подтверждают положение о том, что условия контактного взаимодействия при трении приводят к различному деформированию поверхностного слоя металла и формированию его структурного состояния с определенной свободной энергией, физической и химической активностью. Исследуемое сложное динамическое нагружение характеризуется переменным деформированием и неизбежно сопровождается возвратнопоступательным движением дислокаций. Многокомпонентный характер нагружения приводит к изменению интенсивности процесса возвратнопоступательного движения дислокаций и связанного с ним развития микроповреждений металла, которое определяется структурным состоянием материала.

Необходимо учитывать, что наблюдаемая динамическая адаптация материала пары трения поверхностного слоя контактирующих деталей к условиям эксплуатации является результатом действия самоорганизующейся системы. В местах непосредственного контакта происходит направленная деформация — текстурирование поверхностных объемов металла, зависящее от вида деформации, температуры и структурно-фазового состояния металла, в частности, от типа его решетки.

Известно, что текстура является результатом вытягивания зерен поверхностного слоя в направлении скольжения. При этом оси главных напряжений ориентируются вдоль направления трения, что обусловливает анизотропию механических свойств материала поверхностного слоя. Данная анизотропия является вторичной, т. е. результатом пластической деформации материала в зоне фактических пятен касания. Прочность анизотропных материалов существенно зависит от направления приложения нагрузки, однако в трибологических исследованиях этот факт часто игнорируется [9].

Приведенные результаты исследований позволяют предположить, что трехкомпонентное нагружение (удар и проскальзывание в двух взаимно перпендикулярных направлениях), создает условия для формирования фрагментов поверхностного слоя с относительно легким прохождением дислокаций через данные кристаллиты к их границам. В частности, возвратно-поступательные движения во взаимно перпендикулярных направлениях приводят к формированию в поверхностном слое ячеистой структуры с не столь вытянутыми ячейками, а при равной амплитуде и частоте колебаний - к отсутствию вытяжки фрагментов. Соответственно повышение амплитуды поперечных проскальзываний до определенного предела способствует образованию уровня внешних напряжений, необходимых для действия механизма ротационной пластичности в анализируемых структурах. В результате образуется поверхностный слой с более равномерной текстурой, снижается его прочность, что сопровождается повышением износа. Изменение характера нагружения приводит к изменению состояния поверхностного слоя и, как следствие, изменению износостойкости трибосопряжения.

Кроме того, отмеченная ранее нелинейность зависимости объемной интенсивности изнашивания от амплитуды поперечных проскальзываний и замедление роста износа при увеличении амплитуды поперечных проскальзываний больше определенного предельного значения могут быть связаны с количеством дислокаций в поверхностном слое. Увеличение амплитуды поперечных проскальзываний в условиях многокомпонентного характера динамического нагружения неизбежно приводит к увеличению количества дислокаций у границ зерен. При большой плотности дислокаций усиливается их взаимодействие, происходит их закрепление, которое в свою очередь затрудняет выход на поверхность металла новых дислокаций и сопутствующих дефектов. Количество активных центров на поверхности перестает нарастать, достигнув насыщения, что сопровождается снижением роста интенсивности изнашивания при увеличении амплитуды поперечных проскальзываний.

Выводы

Таким образом, можно предположить, что износостойкость материала при многокомпонентном динамическом нагружении в большой степени определяется способностью адаптироваться к условиям нагружения и выражается в изменении структурного состояния поверхностного слоя, однородности его прочностных и деформационных свойств. Это объясняет приведенные выше данные исследований о том, что чем более износостойким в условиях опытов является материал, тем меньше влияние амплитуды поперечных проскальзываний на величину интенсивности изнашивания и меньше величина предельной амплитуды поперечных проскальзываний при трехкомпонентном нагружении.

Исследования закономерностей износа различных материалов, трансформации структуры и особенностей структурного состояния, деформированных при трении поверхностных слоев металла при многокомпонентном динамическом нагружении, позволяет установить связь между структурой и свойствами, в том числе износостойкостью материала. Изучение структуры, формирующейся при конкретных условиях трения, открывает возможности выбора материалов и оптимальных режимов их эксплуатации, создает предпосылки для разработки новых износостойких материалов и покрытий. При этом определение закономерностей и разработка условий формирования износостойкого поверхностного слоя деталей трибосопряжений должны производиться на основе анализа величины износа и состояния поверхности с учетом реального вида нагружения.

Список литературы

1. Бершадский Л. И. Борис Иванович Костецкий и общая концепция в трибологии / Бершадский Л. И. // Трение и износ. — 1993. — Т. 14, № 1. — С. 6—8.

- Костецкий Б. И. Структура и поверхностная прочность материалов при трении / Б. И. Костецкий // Проблемы прочности. – 1981. – №3. – С. 90–93.
- Ивщенко Л. И. Ускоренные испытания сложнонагруженных деталей трибосопряжений / Л. И. Ивщенко, В. В. Цыганов, В. И. Черный // Вісник двигунобудування. – 2009. – № 1. – С. 150–154.
- Пат. 39986 Україна, МПК G01N3/56. Пристрій для дослідження тертя / Івщенко Л. Й., Циганов В. В., Чорний В. И. // Запорізький національний технічний університет. — №и200810724; заявл.2008.28.08; опубл. 2009.25.03, Бюл. № 6.
- Циганов В. В. Зв'язок структурного стану поверхневого шару та зносостійкості деталей трибоз'єднань при тримірному навантаженні / В. В Циганов, Л. Й. Івщенко //Вісник двигунобудування. – 2008. – № 2. – С. 57–62.
- Ивщенко Л. И. Особенности изнашивания трибосопряжений в условиях трехмерного нагружения /Л. И. Ивщенко, В. В. Цыганов, И. М. Закиев // Трение и износ. – 2011. – Т. 32, № 1. – С. 500–509.
- Игнатович С. Р. Оценка поврежденности поверхностного слоя материалов при циклических нагружениях методами наноиндентирования и наносклерометрии / С. Р. Игнатович, И. М. Закиев, Д. И. Борисов // Проблемы прочности. 2006. № 4. С. 132–139.
- Petrova A. M. The influence of Nanostructural oxide films on wear – resistance of titanium materials, Proctding of the NATO Abvanced Research Workhop on Using Carbon Nanomaterials in Clean / Petrova A. M., Shtern M. B. – Energy Hydrogen Systems, 2008. – P. 851–856.
- Арышенский Ю. М. Теория и расчеты пластического формоизменения анизотропных материалов / Ю. М. Арышенский, Ф. В. Гречников. – М. : Металлургия, 1990. – 304 с.

Поступила в редакцию 06.10.2013

Івщенко Л.Й., Циганов В.В. Структурна організація матеріалів складнонавантажених трибоз'єднань

Розглянуті питання структурного пристосування поверхневого шару деталей трибоз'єднань при терті в умовах складного динамічного навантаження. Показаний зв'язок трансформації структури, особливостей структурного стану деформованих при терті поверхневих шарів металу і зносостійкості.

Ключові слова: знос, зносостійкість, поверхневий шар, структурний стан

Ivschenko L., Tsyganov V. Structural organization of materials of difficult ladening of tribojoints

The questions of structural adaptation of superficial layer of details of tribojoints are considered at a friction in the conditions of difficult dynamic ladening. Connection of transformation of structure is rotined, features of the structural state of the superficial layers of metal deformed at a friction and wearproofness.

Key words: wear, wearproofness, superficial layer, structural state.

УДК 621.45.015.2

Я. В. Двирник, канд. техн. наук Д. В. Павленко

Запорожский национальный технический университет, Запорожье, Украина

МЕТОДИКА МОДЕЛИРОВАНИЯ ТЕЧЕНИЯ ПОТОКА В ОСЕВОМ КОМПРЕССОРЕ ГТД ЧИСЛЕННЫМ МЕТОДОМ

Приведена методика численного моделирования параметров потока в проточной части многоступенчатого осевого компрессора при различных вариантах износа пера лопаток ротора и статора.

Ключевые слова: компрессор, лопатка, метод конечных элементов, газотурбинный двигатель, устойчивость, поток.

Условия эксплуатации энергетических установок современных вертолетов и самолетов существенно различаются. Эти отличия приводят к тому, что принципиально отличаются и характер повреждений основных деталей газовоздушного тракта. Так, например, для лопаток компрессора вертолетных газотурбинных двигателей, эксплуатируемых в условиях запыленной атмосферы, наиболее характерным дефектом является эрозионно-абразивный износ пера [1]. Такие повреждения при ремонте двигателя диагностируются как для рабочих, так и для направляющих лопаток всех ступеней компрессора. Неравномерный износ пера лопаток в сочетании с особенностями работы каждой ступени компрессора и узла в целом затрудняют оценку необходимости их восстановлении при очередном ремонте. Многообразие факторов, влияющих на газодинамическую устойчивость компрессора (ГДУ), приводит к тому, что в настоящее время отсутствуют обоснованные с точки зрения ГДУ рекомендации по оценке величины критического износа лопаток каждой из ступеней осевого компрессора ГТД. На практике решение о необходимости восстановления лопаток той или иной ступени компрессора принимается на основании субъективной оценки.

Результаты трехмерного гидродинамического моделирования потока в компрессоре ГТД численным методом, приведенные в работах [1, 2], показали необходимость оптимизации сетки конечных элементов для получения адекватных результатов. В руководстве по гидродинамическому расчету лопаточных машин численным методом в система ANSYS [4, 5] приведены основные положения проведения данного вида расчета. Однако, существующие рекомендации не учитывают специфические положения задачи определения ГДУ многоступенчатого осевого компрессора ГТД, в частности по опреде-

© Я. В. Двирник, Д. В. Павленко, 2014

лению адекватности модели на основе сравнения напорной характеристики компрессора, полученной расчетным и экспериментальным методом.

В связи с этим, разработка методики дифференцированной оценки величины предельного износа лопаток ступеней компрессора ГТД на основе трехмерного моделирования движения потока в проточной части компрессора, в сочетании с установлением закономерностей эрозионного изнашивания в зависимости от условий эксплуатации двигателя, конструкции и технологии изготовления лопаток, в настоящее время является актуальной задачей в авиадвигателестроении.

Целью настоящей работы являлась разработка и апробация методики моделирования трехмерного течения потока в газовоздушном тракте компрессора.

Уравнения Навье-Стокса являются общими уравнениями для описания газодинамических процессов в математической модели, которые в декартовой системе координат имеют следующий вид:

$$\begin{aligned} \frac{\partial u}{\partial t} + u \frac{\partial u}{\partial x} + 9 \frac{\partial u}{\partial y} + \omega \frac{\partial u}{\partial z} &= \\ &= F_x - \frac{1}{\rho} \frac{\partial \rho}{\partial x} + v \left(u \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + 9 \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + \omega \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} \right); \end{aligned}$$

$$\frac{\partial 9}{\partial t} + u \frac{\partial 9}{\partial x} + 9 \frac{\partial 9}{\partial y} + \omega \frac{\partial 9}{\partial z} =$$
$$= F_y - \frac{1}{\rho} \frac{\partial \rho}{\partial y} + v \left(u \frac{\partial^2 9}{\partial x^2} + 9 \frac{\partial^2 9}{\partial y^2} + \omega \frac{\partial^2 9}{\partial z^2} \right);$$

$$\begin{split} &\frac{\partial \omega}{\partial t} + u \frac{\partial \omega}{\partial x} + \vartheta \frac{\partial \omega}{\partial y} + \omega \frac{\partial \omega}{\partial z} = \\ &= F_z - \frac{1}{\rho} \frac{\partial \rho}{\partial y} + v \Biggl(u \frac{\partial^2 \omega}{\partial x^2} + \vartheta \frac{\partial^2 \omega}{\partial y^2} + \omega \frac{\partial^2 \omega}{\partial z^2} \Biggr), \end{split}$$

где $u, 9, \omega$ — проекции векторов скорости; F_x, F_y, F_z — проекции вектора силы на оси координат; ρ — плотности; p — давление; $v = \frac{\mu}{\rho}$ (μ — коэффициент вязкости).

Для получения результатов задавались граничные условия, которыми в данном случае являются вектор скорости, плотность и давление.

Моделирование трехмерного течения воздуха выполнялось для 12-ступенчатого осевого компрессора турбовального двигателя ТВ3-117 (рис. 1). На основании расчета методом конечных элементов были определены газодинамические параметры потока в основных сечениях компрессора, характер потока, степень сжатия в ступенях. Соответствующая натурным экспериментам модель поведения потока в компрессоре позволит в дальнейшем имитировать его работу с учетом эрозионно-абразивного износа лопаток, определить предельно допустимый износ рабочих лопаток и лопаток направляющего аппарата до наступления срывных явлений в компрессоре (помпажа) и оценки границы ГДУ.

Для получения расчетной области были спроектированы трехмерные твердотельные модели рабочих лопаток и лопаток направляющего аппарата в системе UnigraphicsNX, представленные на рис. 2. Параметризация размеров пера лопаток каждой из ступеней позволила автоматизировать процесс получения модели компрессора с различным сочетанием геометрических характеристик.

Для построения сетки конечных элементов (КЭ) использовался сеточный генератор ANSYSTurboGrid, в котором были созданы расчетные области газового потока и проведено разбиение их на конечные элементы. На рис. 3 показана расчетная сетка сектора потока входного направляющего аппарата (BHA) компрессора.

Расчетная область проточной части компрессора состояла из 25 «жидкостных» (fluiddomain) доменов, показанных на рис. 4.



Рис. 1. Общий вид (а) и схема (б) компрессора турбовального двигателя ТВЗ-117



Рис. 2. Твердотельная модель компрессора



Рис. 3. Расчетная сетка сектора потока ВНА



Рис. 4. Расчетная область проточной части компрессора

Сгенерированная сетка состоит из конечных элементов гексаэдраидной формы. Для уменьшения количества элементов в расчетной модели была применена оптимизированная топология (ATMOptimized) сеточной модели.

С целью определения влияния размера КЭ на время расчета и оценки погрешности были использованы конечно-элементные модели с различной величиной элементов.

Крупная сетка в среднем состояла из 24 тыс. узлов на один домен, в то время как мелкая сетка из 250 тыс. узлов на домен (рис. 5).



Рис. 5. Конечно-элементные модели воздушного потока в среднем сечении: *а* – крупная сетка; *б* – мелкая сетка

Численное моделирование рабочего тела компрессора было проведено с помощью САЕ пакета ANSYS CFX с применением компьютера на базе процессора AMD2,2 GHz и объемом оперативной памяти 20 Gb.

Граничными условиями расчета были частота вращения турбокомпрессора n_{tk}, полная температура и полное давление на входе в компрессор, статическое давление за компрессором. В качестве рабочего тела использовался идеальный газ. Для данного исследования была применена k-epsilon модель турбулентности.

Численный эксперимент проводился с использованием двух типов сетки: крупной и мелкой для определения погрешности в результатах, возможности использования более крупной сетки для экономии вычислительных мощностей и увеличения скорости получения результатов. Установившийся режим расчета при невязке (погрешности) $RMS = 10^{-6}$ был достигнут за 230 итераций (рис. 6).





Рис. 6. График массовой и импульсной сходимости расчета
Установлено, что в трехмерном газодинамическом расчете использование более крупной сетки дает отклонение от значений аналитического расчета в 5 %, в то время как мелкая сетка в диапазоне 2...3 %, что дает возможность применять крупную сетку для дальнейшего более быстрого и продуктивного получения результатов.

Для верификации расчетной модели было выполнено сравнение результатов численного расчета параметров газового потока с имеющимися на предприятии АО «Мотор Сич» аналитическими расчетами компрессора и данными натурных экспериментов, в частности сравнивались ветки напорной характеристики компрессора (рис. 7).





Каждой частоте вращения компрессора соответствуют свои углы установки лопаток входного направляющего аппарата (BHA) и первых че-



Рис. 8. График зависимости улов установки лопаток НА от частоты вращения ротора компрессора

тырех ступеней направляющего аппарата (НА). На рис. 8 показан график зависимости углов установки лопаток НА от частоты вращения ротора компрессора.

Разработанная модель позволяет получать информацию о распределении давления, скорости, температуры и ряда других параметрах потока в различных сечениях газодинамического тракта компрессора, на основании которой можно сделать вывод об устойчивости его работы при заданном характере износа пера лопаток. На рисунках 9—16 представлена визуализация полей давления, температуры и скорости в межлопаточном канале.

На рис. 17 показано распределение давления (статического и полного) вдоль компрессора, на основании которого возможно определить напорную характеристику компрессора для сравнения с аналитическими и экспериментальными данными исследуемого узла.



Рис. 9. Поле давления на среднем диаметре проточной части компрессора



Рис. 10. Поле давления в меридиональном сечении компрессора



Рис. 11. Поле давления заторможенного потока на среднем диаметре проточной части компрессора



Рис. 12. Поле давления заторможенного потока в меридиональном сечении компрессора



Рис. 13. Поле температуры потока на среднем диаметре проточной части компрессора



Рис. 14. Поле температуры заторможенного потока в меридиональном сечении компрессора



Рис. 15. Поле абсолютной скорости потока на среднем диаметре проточной части компрессора



Рис. 16. Поле абсолютной скорости потока в меридиональном сечении компрессора



Рис. 17. Распределение статического (а) и полного (б) давления по проточному тракту компрессора

Таким образом, разработанная методика численной оценки параметров потока в проточной части компрессора позволила выполнить газодинамической расчет осевого 12-ступенчатого компрессора численным методом с использованием программного модуля ANSYS CFX.

На основании результатов численного моделирования выполнена оценка согласованности работы ступеней и стабильности работы компрессора в целом в зависимости от величины и характера износа пера лопаток статора и ротора. Реализация разработанной методики, в совокупности с экспериментально установленными закономерностями изнашивания пера лопаток при эксплуатации ГТД, позволила разработать рекомендации по величине и характеру предельного износа пера лопаток различных ступеней компрессора, при которых обеспечивается его газодинамическая устойчивость.

Список литературы

1. Прогнозирование и увеличение ресурса лопаток компрессора авиационных ВРД технологическими методами / [А. В. Богуслаев, Е. Я. Кореневский, Д. В. Павленко, О. Н. Бабенко] // Упрочняющие технологии и покрытия. – 2007. – № 9. – С. 29–33.

- Русанов Л. В. Проблемы численного моделирования трехмерных вязких течений в осевых и центробежных компрессорах / Л. В. Русанов, С. В. Ершов // Вестник СумДУ, 2005. – № (73). – С. 25–34.
- 3. CFD analysis of a 15 stage axial compressor, ANSYS Canada Ltd, T. Belamri, 2005.
- 4. CFX-5 Documentation, Ansys Canada Ltd, Waterloo, Ont, Canada, 2004.
- 5. Simulation of Rotating Stall in a Whole Stage of an Axial Compressor, Nicolas Gourdain, CERFACS, Toulouse, 31057, France.
- Батурин О. В. Исследование рабочего процесса в ступени осевого компрессора с помощью универсального программного комплекса Ansys CFX / Батурин О. В. – Самара : Изд-во СГАУ, 2011. – 214 с.

Поступила в редакцию 29.05.2014

Двірник Я.В., Павленко Д.В. Методика моделювання перебігу потоку в осьовому компресорі ГТД чисельним методом

Наведено методику чисельного моделювання параметрів потоку в проточній частині багатоступеневого компресору при різних варіантах зносу пера лопаток ротора та статора.

Ключові слова: компресор, лопатка, метод кінцевих елементів, газотурбінний двигун, стійкість, потік.

Dvirnik Ya., Pavlenko D. Methodology of numerical flow modeling in the axial compressor of the gas turbine engine

The technique of numerical simulation of the flow of multistage axial compressor air-gas channel with different forms of wear of rotor blades and stator blades.

Key words: compressor blade, finite element method, gas turbine engine, stability, flow.

УДК 621.833.6

Канд. техн. наук А. Ф. Коляда, К. С. Кожемякин

Запорожский национальный технический университет, г. Запорожье

ЦИРКУЛЯЦИЯ КИНЕТИЧЕСКОЙ ЭНЕРГИИ В САТЕЛЛИТАХ ЗУБЧАТЫХ МЕХАНИЗМОВ

Рассматривается изменение кинетической энергии в сателлите зубчатого механизма, вызванное сложным характером его движения и силы, которые при этом возникают.

Ключевые слова: планетарная передача, сателлит, кинетическая энергия.

Рассматриваются сателлитные зубчатые механизмы, используемые в главных редукторах турбовинтовых авиационных двигателей, особенностью которых является высокая скорость вращения входного колеса (порядка 20000 об/мин). Даже при постоянных скоростях вращения колес, линейные скорости точек сателлита изменяются, что вызвано сложным характером их движения.

Рассматриваются сателлитные зубчатые механизмы, используемые в главных редукторах турбовинтовых авиационных двигателей, особенностью которых является высокая скорость вращения входного колеса (порядка 20000 об/мин). Даже при постоянных скоростях вращения колес, линейные скорости точек сателлита изменяются, что вызвано сложным характером их движения.

Далее рассматривается изменение линейных скоростей точек сателлита, поля кинетической энергии и сил, которые связаны с этими изменениями. Для сателлитного редуктора (рис. 1) скорости точек сателлита определялись с использованием мгновенного центра скоростей. При выбранных значениях радиусов колес $r_1, r_2, r_3 = r_1 + 2*r_2$ и угловой скорости колеса 1 ω_1 угловые скорости колеса 2 и водила равны

$$\omega_2 = \frac{\omega_1 \cdot r_1}{2 \cdot r_2}, \qquad \qquad \omega_H = \frac{\omega_1 \cdot r_1}{2 \cdot (r_1 + r_2)}.$$

Линейные скорости точек сателлита на поверхности радиуса *r* пропорциональны угловой скорости сателлита и расстоянию между мгновенным центром скоростей и рассматриваемой точкой, и имеют вид:

на поверхности колеса радиуса r₂

$$V(\alpha) = 2 \cdot \omega_2 \cdot r_2 \cdot \sin(\alpha/2),$$

- на поверхности колеса радиуса $r (0 \le r \le r_2)$

$$V(r,\alpha) = \sqrt{r_0^2 + r^2 - 2 \cdot r_0 \cdot r \cdot \cos \alpha} ,$$

где α — угол между мгновенным центром скоростей и рассматриваемой точкой.

Скорости точек на поверхности сателлита радиуса $r_2 V(\alpha)$ и радиуса $r V(r, \alpha)$ показаны на



Рис. 1. Схема сателлитного редуктора

рисунке 2 (*a*, б).

Скорости точек на поверхности колеса радиуса $r = r_2$ наиболее сильно изменяются, в центре колеса r = 0 – постоянные (рис. 2, δ).

Следует отметить, что скорости точек в системе координат, связанной с водилом, разные $V(r, \alpha)$, но постоянные во времени, в системе координат, связанной с сателлитом — переменные во времени в связи с изменением положения мгновенного центра скоростей $V(r, \alpha, t)$. Тогда кинетическая энергия точек $T = \rho V^2(r, \alpha, t)/2$, где ρ — масса окрестности точек, также изменяется во времени с периодом оборота сателлита. Таким образом, имеется переменное во времени поле кинетической энергии, наиболее сильно изменяющееся на периферии колеса и постоянное в центре колеса.

С другой стороны, кинетическая энергия сателлита постоянна, так как постоянный его момент инерции относительно мгновенного центра вращения и постоянная угловая скорость ω_2 . Таким образом, имеется циркуляция кинетической энергии (без учета рассеивания энергии) внутри сателлита. Изменение кинетической энергии связано с работой сил, которые дополнительно нагружают конструкцию сателлита.

Анализ годографа скоростей равномерно расположенных точек сателлита ($\Delta \alpha = \text{const}$) на



Рис. 2. Скорости точек колеса 2 на поверхности радиуса r_2 , $V(\alpha)$ (*a*) и радиуса r, $V(r, \alpha)$ (*б*)

поверхности радиуса r_2 показывает, что приращение скорости соседних точек постоянно $\Delta V = = \text{const}$, (рис. 3, 4).

Тогда $\Delta \alpha = \omega_2 * \Delta t$ и $\Delta V / \Delta t \rightarrow \alpha = \text{const}$, где α – модуль ускорения точки сателлита. Таким



Рис. 3 Годографы скоростей V и разности соседних скоростей dV



Рис. 4. Годографы ускорений точек сателлита

образом, можно говорить, что мгновенный центр ускорений находится на оси сателлита. Направление ускорения меняется и меняется угол между вектором скорости и вектором ускорения. Тогда нормальная и тангенциальные составляющие ускорения (проекции на направление скорости) переменные величины.

Исходя из уравнения энергетического баланса, можно говорить, что работа, приводящая к изменению кинетической энергии, равна работе сил инерции и что только тангенциальная составляющая равнодействующей всех внешних сил выполняет эту работу. Величина этой составляющей равна проекции равнодействующей всех внешних сил на направление скорости. Причем угол между силой и скоростью равен углу между вектором скорости и вектором ускорения.

Величина равнодействующих всех внешних сил F, ее проекция на направление скорости F_{τ} получены из уравнения изменения кинетичес-кой энергии в дифференциальной форме

$$\frac{\partial T}{\partial t} = P = \overline{F} \cdot \overline{V} = F \cdot V \cdot \cos\beta = F_{\tau} \cdot V ,$$

$$F_{\tau} = F \cdot \cos\beta , T = 4 \cdot \Delta\rho \cdot \omega_2^2 \cdot r_2^2 \cdot \sin^2(\alpha/2) ,$$

$$\Delta\rho = \rho \cdot b \cdot \Delta l \cdot \Delta r ,$$

где $T(\Delta \rho, \omega_2, r_2, \alpha)$ — кинетическая энергия, отнесенная к единице массы окрестности точки, $\frac{\partial T}{\partial t}$ — производная кинетической энергии по времени, $P = \overline{F} \cdot \overline{V}$ — мощность всех внешних сил, β угол между вектором силы и вектором скорости, $F_{\tau} = F \cdot \cos\beta$ — проекция равнодействующих всех внешних сил на направление скорости. При заданных значениях $r_2 = 0,08$ м, b = 0,04 м, величина силы F_{τ} , отнесенная к единице массы $\Delta \rho = 3 \cdot 10^{-3} \text{ кг}$, в зависимости от угловой скорости ω_2 и угла α показана на рисунке 5 и может достигать значений (при $\omega_2 = 900 \text{ c}^{-1}$, $\alpha = 0$) $F_{\tau} = 200 H$



Рис. 5. Зависимость \boldsymbol{F}_{τ} , отнесенная к единице массы

 $\Delta \rho$ от ω_2 и α

Выводы

1. В сателлите циркулирует переменное по поверхности и во времени поле кинетической энергии.

2. Изменение кинетической энергии обеспечивается работой внешних сил, которые дополнительно нагружают конструкцию сателлита.

3. Наибольшие значения сил, приводящих к изменению кинетической энергии, возникают в полюсе мгновенных скоростей сателлита.

Список литературы

- Лойцянский Л. Г. Курс теоретической механики ч. 1 / Лойцянский Л. Г., Лурье А. И. М. : Наука, 1982. – 352 с.
- S. Targ. Theoretical mechanics / S. Targ. M. : Mir, 1976. – 525 p.

Поступила в редакцию 01.05.2014

Коляда О.Ф., Кожемякін К.С. Циркуляція кінетичної енергії у сателітах зубчатих механізмів

Розглядається зміна кінетичної енергії в сателіті зубчатого механізму, викликана складним характером його руху і сили, які при цьому виникають.

Ключові слова: сателіт, планетарна передача, кінетична енергія.

Kolyada A., Kogemyakin K. Circulation of kinetic energy in planetary pinion of epicyclical gear train

A change of kinetic energy in planetary pinion of epicyclical gear train, caused by complex motion of pinion and forces which arise up here is examined.

Key words: satellite, planetary gear, kinetic energy.

УДК 539.3

Канд. техн. наук А. В. Засовенко

Запорізький національний технічний університет, м. Запоріжжя

ПРО ДІЮ РУХОМОГО НАВАНТАЖЕННЯ НА ПРУЖНО-ПЛАСТИЧНУ БАЛКУ

В роботі розглядається дія рухомого навантаження на шарнірно оперту пружно-пластичну балку кінцевої довжини, що лежить на односторонній пружній основі. Задача розв'язується чисельно з використанням узагальнення сітково-характеристичного методу та ітераційного підходу.

Ключові слова: рухоме навантаження, пружно-пластична балка, метод лінеаризації Ньютона-Канторовіча, ітераційний процес, метод характеристик.

У багатьох випадках, що представляють науковий і прикладний інтерес, швидкості і інтенсивності навантажень при динамічної дії на елементи конструкцій такі, що матеріал випробовує значні необоротні деформації, які звуться пластичними.

Останнім часом з інтенсифікацією навантажень на транспорті, з новими технологіями зміцнення матеріалів, і для розв'язку великої кількості інших технічних завдань, які ставить перед нами практика, виникла необхідність побудови моделі, що поєднала б в собі пластичні вигини і рухоме навантаження. У ряді нечисленних робіт [1, 2] проводилися спроби отримати подібну модель. У роботі [3] для розв'язку з надзвуковою швидкістю по пружно-в'язко-пластичному напівпростору також застосовувався метод характеристик, але для квазілінійної системи рівнянь. Подальшого розвитку ці моделі не отримали.

Розглянемо систему з шарнірно опертої пружно-пластичної балки на односторонній пружній основі, яка знаходиться під дією рухомого навантаження. Рівняння, що описують деформування пружно-пластичної балки з урахуванням механічного навантаження і реакції основи, дає систему рівнянь [4–6]:

$$\begin{cases} \frac{\partial Q}{\partial x} + q(x,t) - R(x,t) = \rho S \frac{\partial \upsilon}{\partial t}; \\ \frac{\partial M}{\partial x} - Q = \rho J \frac{\partial \omega}{\partial t}; \\ EJ \frac{\partial \omega}{\partial x} = \frac{\partial M}{\partial t} + k^* (M - M_s); \\ GSk^2 (\frac{\partial \upsilon}{\partial x} + \omega) = \frac{\partial Q}{\partial t} + k^* (Q - Q_s). \end{cases}$$
(1)

Тут E — модуль пружності матеріалу балки (модуль Юнга), G — модуль зрушення, J — момент інерції поперечного перетину балки, S — площа

© А. В. Засовенко, 2014

- 44 -

поперечного перетину балки, k^2 — коефіцієнт зрушення, ρ — щільність матеріалів балок, x координата, що вимірюється від лівого кінця балки $(0 \le x \le L)$, t — час, q(x,t) — механічне навантаження, R(x,t) — реакція основи.

Рівняння (1) справедливі лише в процесі навантаження у пластичній зоні. Оскільки для розвитку пластичної течії потрібен час, то можна припустити, що зв'язок між напруженням і деформацією у фронті хвилі повністю пружний. А в пружній зоні і при розвантаженні $k^* = 0$, тобто рівняння (1) приймають вигляд, як для пружної балки [7].

Як і для пружної балки, слід доповнити рівняння (1) початковими і крайовими умовами, що відповідають шарнірно опертим кінцям [7]. Так само використовуючи зв'язок з безрозмірними змінними:

$$\xi = \frac{x}{L}, \ \widetilde{t} = \frac{tc_b}{L}, \ V = \frac{\upsilon}{c_b}, \ W = \frac{\omega L}{c_b}, \ \widetilde{M} = \frac{M}{SEL}, \ \widetilde{Q} = \frac{Q}{SE},$$

представимо систему рівнянь (1) в безрозмірному вигляді:

$$\begin{cases} \frac{\partial Q}{\partial \xi} - \frac{\partial V}{\partial \tilde{t}} = \widetilde{R}(\xi, \tilde{t}) - \widetilde{q}(\xi, \tilde{t}); \\ \frac{\partial \widetilde{M}}{\partial \xi} - \frac{1}{C_1^2} \frac{\partial W}{\partial \tilde{t}} = \widetilde{Q}; \\ \frac{\partial W}{\partial \xi} - C_1^2 \frac{\partial \widetilde{M}}{\partial \tilde{t}} = P_1 \widetilde{F}_1; \\ \frac{\partial V}{\partial \xi} - \frac{1}{C_2^2} \frac{\partial \widetilde{Q}}{\partial \tilde{t}} = P_2 \widetilde{F}_2. \end{cases}$$
(2)

Тут $C_1 = \sqrt{\frac{E}{\rho}}$ та $C_2 = \sqrt{\frac{Gk^2}{\rho}}$ – швидкості розповсюдження хвиль, безрозмірні функції

$$\widetilde{F}_1 = \widetilde{M} - \widetilde{M}_S$$
 i $\widetilde{F}_2 = \widetilde{Q} - \widetilde{Q}_S$, a $P_1 = \frac{SL^3}{JC_1}k^*$ ta

 $P_2 = \frac{LE}{Gk^2C_1}k^*$ — безрозмірні коефіцієнти.

Системи диференціальних рівнянь (1) і (2) не є системами диференціальних рівнянь другого порядку. Це пояснюється тим, що як шукані величини вони містять момент M або \tilde{M} , по величині якого встановлюватиметься критерій переходу $M_{\Gamma P}$ в пластичну зону [6].

Враховуємо навантаження з інтенсивністю μ , що рухається з постійною швидкістю C_0 і рівномірно розподілено по ділянці δ ($\Delta \xi < \delta << 1$):

$$\widetilde{q}(\xi,\widetilde{t}) = \begin{cases} \mu, & \xi \in [C_0\widetilde{t} - \frac{\delta}{2}; C_0\widetilde{t} + \frac{\delta}{2}] \\ 0, & \xi \notin [C_0\widetilde{t} - \frac{\delta}{2}; C_0\widetilde{t} + \frac{\delta}{2}] \end{cases}.$$
(3)

При складній динамічній взаємодії зв'язок між елементами конструкції має обмежену міцність, так що в процесі їх деформації можливе утворення зон відриву одного елементу конструкції від іншого.

Одним з найбільш важливих аспектів розв'язання таких задач є лінеаризація системи диференціальних рівнянь. Нелінійність до рівнянь рівноваги (2) вноситься членом $\tilde{R}(\xi, \tilde{t})$, який

відповідає контактному тиску, і визначається нормальними переміщеннями конструкції в межах зони контакту:

$$\widetilde{R}(\xi, \widetilde{t}) = \frac{F_2}{2} [1 + sign(\widetilde{w})] \widetilde{w}, \qquad (4)$$

Тут F_2 — безрозмірний коефіцієнт залежний від жорсткості основи, а \tilde{w} — безрозмірні нормальні переміщення, а функція

$$sign\left(\widetilde{w}\right) = \begin{cases} 1 & \widetilde{w} > 0; \\ 0 & \widetilde{w} = 0; \\ -1 & \widetilde{w} < 0. \end{cases}$$

Алгоритм чисельного розв'язку задачі заснований на ітераційному методі. Якщо розглядати контактний тиск як додаткове навантаження, його значення на (k + 1) -му кроці ітераційного процесу розв'язання нелінійної задачі можна визначити по відомих прогинаннях k -ї ітерації. В межах кроку за часом спочатку задається реакція основи $\tilde{R}(\xi, \tilde{t})$ равною нулю і розраховується система (2). В результаті на тих ділянках, де вели-

чини контактного тиску будуть негативні, приймемо їх рівними нулю і проведемо перерахунок значень тиску на всіх останніх ділянках, використовуючи для цього відповідні рівняння (2). Якщо на деяких ділянках контактний тиск знову буде негативний, то знову приймемо його рівними нулю. Перехід на наступних крок за часом здійснюється лише тоді, коли різниця величин контактного тиску на всіх ділянках, що відповідають двом послідовним наближенням по модулю, не перевищує допустимого значення.

Співвідношення (4) представляє собою контактний тиск у вигляді суми лінійної і нелінійної функції. Виділимо нелінійну складову у вигляді:

$$sign(\widetilde{w})\frac{F_2\widetilde{w}}{2} = \frac{F_2}{2} \left| \widetilde{w} \right| = \frac{F_2}{2} \sqrt{\widetilde{w}^2} .$$
 (5)

Застосуємо тепер для лінеаризації метод Ньютона-Канторовіча [8], згідно якому контактний тиск на (k + 1)-й ітерації:

$$\widetilde{R}^{(k+1)}(\xi,\widetilde{t}) = \frac{F_2 \widetilde{w}^{(k+1)}}{2} + \frac{F_2}{2} \sqrt{\left(\widetilde{w}^{(k)}\right)^2} + \frac{F_2}{2} \frac{\widetilde{w}^{(k+1)} \widetilde{w}^{(k)}}{\sqrt{\left(\widetilde{w}^{(k)}\right)^2}} - \frac{F_2}{2} \frac{\widetilde{w}^{(k)} \widetilde{w}^{(k)}}{\sqrt{\left(\widetilde{w}^{(k)}\right)^2}} = \frac{F_2 \widetilde{w}^{(k+1)}}{2} + \frac{F_2}{2} \frac{\widetilde{w}^{(k+1)} \widetilde{w}^{(k)}}{\sqrt{\left(\widetilde{w}^{(k)}\right)^2}}.$$
(6)

Здійснюючи зворотний перехід, отримаємо

$$\widetilde{R}^{(k+1)}(\xi, \widetilde{t}) = \frac{F_2 \widetilde{w}^{(k+1)}}{2} + sign(\widetilde{w}^{(k)}) \frac{F_2 \widetilde{w}^{(k+1)}}{2}.$$
 (7)

Розв'язання системи (2) будується чисельно на основі сітково-характеристичного методу [6, 7]. Для одноманітності розв'язку і застосування обчислювальної техніки, в зонах пружніх деформацій або розвантаження, використовується та ж сітка характеристик, що і в зоні пластичної деформації, вважаючи при цьому $k^* = 0$, тобто для (2) $P_1 = P_2 = 0$. Це має значення у разі кінцевих балок, де має місце віддзеркалення хвиль від кінців балки і взаємне проникнення падаючих і відображених хвиль.

При розрахунках задавалися наступні значення початкових параметрів:

$$\Delta \tilde{t} = 0,005; \ \mu = 5; \ \gamma = 0; \ P_1 = 0,375;$$

 $P_2 = 7,157; \ F_2 = 165;$

 $\delta = 0,05; C_0 = 0,5; M_{\Gamma P} = 0,0002.$

Результати обчислень у вигляді розподілу моментів, що вигинають, представлені на рис. 1

для моментів часу: $\tilde{t}1 = 0.5$; $\tilde{t}2 = 1$; $\tilde{t}3 = 1.5$;

 $\tilde{t} 4 = 2$. При порівнянні отриманих моментів, що вигинають, з результатами для пружної балки на односторонній пружній основі (рис. 2), видно істотні відмінності. А саме, не тільки максимальні амплітуди моменту, що вигинає, зросли на два порядки, але також самі моменти, що вигинають, для пружно-пластичної балки, мають інший характер розподілу.

На рис. 3 приведений графік, для безрозмірних величин довжини і часу, з відміченими на ньому зонами пластичної деформації (темним кольором).



Рис. 1. Розподіл моменту, що вигинає, для пружно-пластичної балки на основі, під дією рухомого навантаження



Рис. 2. Розподіл моменту, що вигинає, в пружній балці з односторонньою основою



Рис. 3. Зони пластичної деформації для пружно-пластичної балки на основі під дією рухомого навантаження

Як видно з графіка, зони пластичної деформації розташовані поблизу місця прикладення навантаження, а також залежать від швидкості його руху і віддзеркалення фронтів хвиль від кінців балки. При досягненні навантаженням кінця балки ($\tilde{t}4=2$ при $C_0 = 0.5$), до пластичної деформації схильна практично вся балка, за винятком кінців з шарнірним закріпленням.

Узагальнення сітково-характеристичного методу та ітераційного підходу дозволяє розглядати задачі для пружно-пластичних матеріалів з різними крайовими умовами, навантаженнями і моделями розрахунку без зміни розрахункової схеми, чисельно досліджувати хвильові процеси, викликані нестаціонарним рухом навантаження, та виявляти зони пластичної деформації.

Аналіз результатів розрахунку показав, що при заданій дії на елементи конструкцій з пружнопластичного матеріалу, врахування пластичних складових не тільки кількісно, але і якісно змінює характер динамічного процесу. Для конструкцій, що зазнали пластичну деформацію на більшій частині, гостро ставиться питання про можливість їх подальшої експлуатації.

Список літератури

 Блейх Г. Движение со сверхсейсмической скоростью ступенчатой нагрузки по поверхности упругопластического полупространства / Блейх Г., Мэтьюз А.// Сб. переводов «Механика». – М.: Мир, 1968. – № 1.

- Быковцев Г. О распространении волн в упруго-вязкопластической среде / Г. Быковцев, Н. Вервейко // «МТТ». – 1966.– № 4.
- Быковцев Г. Применение метода характеристик к решению задачи о движении ступенчатой нагрузки / Г. Быковцев, Н. Вервейко, Н. Зиновьев // Распространение упругих и упруго-пластических волн : материалы V Всесоюзного симпозиума. Алма-Ата : Наука, КазССР, 1973. 364 с.
- Гольдсмит В. Удар. Теория и физические свойства соударяемых тел / В. Гольдсмит – М., 1965. – 488 с.
- Норейко С. С. Вибрация пролетных строений балочных железнодорожных мостов при высоких скоростях движения / С.С. Норейко // Труды Ленингр. ин-та инженеров жел.-дор. Транспорта. – 1961. – № 178.
- Мастиновский Ю.В. Нестационарное деформирование упруго-вязкопластической балки / Ю.В. Мастиновский, А.В. Засовенко // Вестник двигателестроения – Запоріжжя. – 2008. – № 1. – С. 147–150.
- Засовенко А. В. Контактное деформирование двух балок конечной длины / А. В. Засовенко, Ю. В. Мастиновский //Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні. – 2005. – № 2. – С. 40–42.
- Корн Г. Справочник по математике : для научных работников и инженеров / Г. Корн, Т. Корн. – М. : Наука, 1973. – 831 с.

Поступила в редакцию 26.05.2014

Засовенко А.В. О действии подвижной нагрузки на упруго-пластическую балку

В работе рассматривается действие подвижной нагрузки на шарнирно опирающуюся упругопластическую балку конечной длины, которая лежит на одностороннем упругом основании. Задача решается численно при помощи обобщения сеточно-характеристического метода и итерационного подхода.

Ключевые слова: подвижная нагрузка, упруго-пластическая балка, метод линеаризации Ньютона-Канторовича, итерационный процесс, метод характеристик.

Zasovenko A. The action of live load on plasto-elastic beam

The paper analyzes the effect of live load on the hinged finite length plasto-elastic beam, which lies on a single-sided elastic foundation. The problem is solved numerically using the generalization of grid-based and iteration approaches.

Key words: live load, plasto-elastic beam, the method of linearization of the Newton-Kantorovich, iterative process, method of characteristics.

УДК 669.018, 669.224

Канд. техн. наук Т. Н. Азизов¹, Е.Ф. Сидохин², Е. А. Тихомирова³, Ф. А. Сидохин²

¹ОАО «ММП имени В.В. Чернышева», Москва, РФ ²ООО «КБ Рентгеновские приборы», С.-Петербург, РФ ³ОАО «Климов», С.-Петербург, РФ

О ВЛИЯНИИ ВЕРХНЕЙ ТЕМПЕРАТУРЫ ЦИКЛА ПРИ ТЕРМОЦИКЛИЧЕСКИХ ИСПЫТАНИЯХ НИКЕЛЕВЫХ ЖАРОПРОЧНЫХ СПЛАВОВ НА ИХ ДОЛГОВЕЧНОСТЬ

Анализ опубликованных сведений о результатах и технике термоциклических испытаний жаропрочных никелевых сплавов позволил установить, что значительное падение долговечности в том случае, когда максимальная температура T_{max} в цикле испытаний превышает 900 °C, связано с увеличением степени пластической деформации в полуцикле охлаждения вследствие существенного уменьшения предела текучести сплавов в высокотемпературной области.

Ключевые слова: долговечность, полуцикл испытаний, предел текучести.

Термическая усталость, согласно существующим представлениям, есть растянутый во времени процесс разрушения, развивающийся вследствие стеснения термической деформации материала при многократно повторяющихся теплосменах. Его рассматривают, как последовательное от цикла к циклу накопление повреждений, приводящее материал к предельному состоянию, за которым следует этап разрушения [1, с. 14, 17]. Хотя понятию повреждение определение не дано, его справедливо связывают с пластической деформацией, которая от цикла к циклу изменяет субструктурное состояние материала, формируя благоприятные условия для зарождения и развития трещин [2]. Эмпирическая зависимость Коффина связывает долговечность материала (число циклов до разрушения N_p) с суммарной деформацией в цикле [1, с. 56]. При этом суммируются очень разные состояния субструктуры материала: продукт высокотемпературного сжатия и низкотемпературного растяжения. Однако ситуация в каждом из полуциклов представляется еще сложнее: деформация растяжения развивается в материале с субструктурой, которая сформировалась в ходе высокотемпературного сжатия, а высокотемпературное сжатие в субструктуре, достигнутой при растяжении. Особенно существенно это проявляется, когда при термоциклических (ТЦ) испытаниях температурный

диапазон цикла включает температуру резкого падения предела текучести $\sigma_{0,2}$ наблюдаемого у жаропрочных никелевых сплавов в районе 900 °C. Например, у сплава ЖС32 $\sigma_{0,2}$ = 980 МПа при 20 °C; 860 при 900 °C и 620 при 1000 °C; 400 при 1100 °C [3].

При анализе результатов термоциклических испытаний сплавов ЖС32 [4], ЖС36 [5] и ВКНА-1В [6], ЖС6Ф [7] обращает на себя внимание значительно меньшая долговечность N_n сплавов в том случае, когда максимальная температура (T_{max}) диапазона испытаний ($\Delta T = T_{\text{max}} - T_{\text{min}}$) выше 900 °С. В таблицах 1 и 2 приведены некоторые результаты испытаний для монокристаллов с кристаллографической ориентировкой оси около [001], поскольку именно она регламентирована у лопаток турбин. При этом заметим, что испытания сплавов ЖС32, ЖС36, с одной стороны, и сплавов ВКНА-1В, ЖС6Ф, с другой, проведены в существенно разных условиях. Сплавы ЖС32, ЖС36 испытывали при полном стеснении $(C \sim \infty)$ плоских корсетных образцов и величине упругопластической деформации в цикле ($\Delta \varepsilon$), составляющей несколько процентов. Испытания сплавов ВКНА-1В, ЖС6Ф выполняли на цилиндрических образцах с варьированием жесткости нагружения, обеспечивая $\Delta \varepsilon = 0,6$; 1,0 и 1,3 %, где $\Delta \varepsilon = 1,3 \%$ соответствует полному стеснению $(C \sim \infty)$.

Таблица 1 — Влияние максимальной температуры цикла на долговечность корсетных образцов

N⁰	ЖС32-ВИ [4] (корсетный образец)			ЖСЗ6 [5] (корсетный образец)			
п/п	T_{\min}	$T_{\rm max}$	$N_P(cp)$	T_{\min}	$T_{\rm max}$	N_P	
1	150	900	2204	150	900	560	
2	200	1050	33	250	1000	95	
3	200	1100	24	-	-	-	

© Т. Н. Азизов, Е.Ф. Сидохин, Е. А. Тихомирова, Ф. А. Сидохин, 2014

N⁰	ВКНА-1В	T _{min} =100 °C	ЖС6Ф Т _{ті}	= 100 °C	
п/п	T_{max} (°C)	$N_P\left(cp ight)$	T_{\max} (°C)	$N_P(cp)$	
	Упру	гопластическая деформа	ция в цикле $\Delta \varepsilon = 1,3 \%$		
1	850	1270	950	1546	
2	1050	61	-	-	
3	1100	242	-	-	
	Упру	гопластическая деформа	ция в цикле $\Delta \varepsilon = 1,0$ %		
4	850	4580	950	4693	
5	1050	872	-	-	
6	1100 1324				
	Упру	топластическая деформа	ция в цикле $\Delta \varepsilon = 0,6 \%$		
7	850	7120	950	27800	
8	1050	3517	-	-	
9	1100	1920	-	-	

Таблица 2 – Влияние максимальной температуры цикла на долговечность цилиндрических образцов

По нашему мнению, снижение долговечности N_P в том случае, когда $T_{\rm max}$ превышает 900 °С, происходит не только из-за увеличения интервала $\Delta T = T_{\text{max}} - T_{\text{min}}$, но также вследствие существенного падения предела текучести жаропрочных никелевых сплавов. Этот эффект имеет ту же самую природу, что и снижение N_P в испытаниях с выдержкой при верхней температуре цикла. А именно: увеличение продолжительности температурного интервала, в котором происходит пластическая деформация в полуцикле охлаждения, и, соответственно, увеличение пластической деформации есть следствие уменьшения продолжительности температурного интервала, в котором снимаются напряжения сжатия от предшествующего полуцикла [8]. Предложенное объяснение иллюстрирует схема, представленная на рис. 1.



Рис. 1. Схема, поясняющая увеличение продолжительности температурного интервала ΔT_{na} и величины пластической деформации ε_{na} при увеличении T_{max} $(\varepsilon_{na}(1) > \varepsilon_{na}(2) > \varepsilon_{na}(3))$

Полуцикл охлаждения $\Delta T = T_{\text{max}} - T_{\text{min}}$, как и нагрева, включает три температурных интервала: интервал ΔT_1 от T_{max} до T_1 , на протяжении которого снимаются-уменьшаются до нуля ($\sigma = 0$) напряжения сжатия от предшествующего полуцикла нагрева [1, с. 19]; интервал $\Delta T_2 = T_2 - T_1$ роста напряжений растяжения до уровня предела упругости и предела текучести ($\sigma = \sigma_{02}$) и начала пластической деформации и интервал ΔT_{nn} , где протекает пластическая деформация, заканчивающаяся по достижении T_{\min} . Интервал T_2 отличается совсем немного при разных T_{max}^2 и почти одинаков при охлаждении и нагреве. Протяженность же интервала Т₁ целиком зависит от величины напряжений о сж., которые достигнуты в конце полуцикла нагрева и практически равны $\sigma_{02}(T_{\text{max}})$, поскольку упрочнение при таких температурах не изменяет их сколь-нибудь существенно. При охлаждении от 900 °С, в силу известной температурной зависимости о 02, должны сниматься напряжения сжатия, которые почти на треть больше, чем при охлаждении от 1000 °С, и вдвое больше, чем при 1100 °С. Вследствие этого продолжительность интервала T₁ для температур T_{max} , которые выше 900 °C, оказывается меньше, но при этом на столько же возрастает интервал T_{nn} , поскольку T = const, и увеличивается пластическая деформация в ходе охлаждения (є _{пл}). В результате этого и происходит снижение долговечности N_p, хотя бы в соответствии с известной эмпирической зависимостью Коффина. Следует обратить внимание, что эффект снижения долговечности наблюдается как при испытаниях цилиндрических, так корсетных образцов. Больше того, как видно из таблицы 2, он проявляется независимо от величины задаваемой упругопластической деформации в цикле Δε. Представляло бы интерес проверить предложенное объяснение. Один из путей для этого - провести испытания в температурной области, не содержащей резкого изменения предела текучести, например, сравнить данные, получаемые для $T_{\rm max} = 900$ °C и более низкой температуры. Второй вариант – в испытаниях с $T_{\rm max} = 1050$ или 1100 °C поднять минимальную температуру цикла. Опубликованные данные для сплава ВКНА-1В не дают возможности проверить предложенное объяснение, хотя информация могла бы быть весьма надежной, т. к. в этих испытаниях при разных значениях $T_{\rm max}$ сохраняется Дг. Косвенно о правильности объяснения дают возможность судить испытания на корсетных образцах, выполненные при $T_{\text{max}} = 1050$ и 1100 C, но $T_{\text{min}} = 500, 600$ и 700 °C [4]. Значения долговечности N_P при этих режимах испытаний получились существенно выше, чем в испытаниях с $T_{\min} = 200$ °C, но приходится учитывать, что в этом случае одновременно с сокращением протяженности температурного интервала пластической деформации уменьшается задаваемая величина Δε. Исключение составляет результат, полученный на сплаве ЖС36, но он единственный. Как видно из табл. 1. повышение верхней температуры цикла от 900 до 1000 °С привело к снижению долговечности почти в 6 раз, хотя температурный интервал испытаний (750 °C), оставался неизменным.

Наконец, следует заметить, что согласно предложенной гипотезе, эффект падения долговечности должен наблюдаться только в том случае, если деформация в ходе термической усталости имеет характер упругопластической. Если же стеснение термической деформации протекает исключительно в упругой области, то условия для его появления отсутствуют. В этой связи для практики приобретает очень важное значение, решение вопроса — имеет ли место термическая усталость в условиях реальной работы лопаток и каков характер деформации.

Заключение

Опубликованные данные исследований термической усталости жаропрочных никелевых сплавов указывают на снижение долговечности, когда максимальная температура цикла испытаний превышает 900 °С. Анализ показал, что причиной снижения является не только увеличения температурного диапазона испытаний, но и падение предела текучести этих сплавов в температурной области выше 900 °С. Это дополнительное снижение долговечности объясняется тем, что в полуцикле охлаждения увеличивается продолжительность температурного диапазона протекания пластической деформации и, следовательно, увеличивается достигаемая деформация, что происходит вследствие уменьшения диапазона снятия напряжений сжатия от предшествующего полуцикла нагрева. Важность этого эффекта в том, что он дополняет пластическую деформацию, которая происходит при охлаждении, т. е. при высоком уровне растягивающих напряжений, которые способствуют возникновению и распространению трещин и разрушению.

Список литературы

- 1. Дульнев Р. А. Термическая усталость металлов / Дульнев Р. А., Котов П. И. – М. : Машиностроение, 1980. – С. 14–17, 19, 56.
- Розенберг В. М. Ползучесть металлов / Розенберг В. М. – М. : Металлургия, 1967. – 242 с.
- Монокристаллы никелевых жаропрочных сплавов / [Шалин Р. Е., Светлов И. Л., Качанов Е. Б. и др.]. – М.: Машиностроение, 1997. – 299 с.
- Сопротивление деформированию и разрушению монокристаллических сплавов при статическом и термоциклическом нагружении / [Гецов Л. Б., Рыбников А. И., Семенов А. С. и др.]. // Надежность и безопасность энергетики. 2012. № 3, сент. С. 53–62.
- Гецов Л. Б. Прогрессирующее деформирование материалов при термоциклическом нагружении / [Гецов Л. Б., Рыбников А. И., Семенов А. С.] // Труды НПО ЦКТИ «Прочность материалов и ресурс элементов энергооборудования». С.-Пб, 2009. в. 296, С. 105–119.
- 6. Экспериментальная оценка кристаллографической анизотропии термической усталости монокристаллов сплава на основе Ni₃Al для высокотемпературных деталей АГТД / [Голубовский Е. Р., Бычков Н. Г., Хамидуллин А. Ш., Базылева О. А.] // Вестник двигателестроения. 2011. № 2. С. 244–248.
- Ориентационная зависимость термической усталости монокристаллов никелевого сплава // Проблемы прочности. – 1988. – № 11. – С. 3–9.
- Тихомирова Е. А. Влияние высокотемпературной выдержки на термическую усталость жаропрочных сплавов / Тихомирова Е. А, Азизов Т. Н., Сидохин Е. Ф. // Технология металлов. 2013. № 6. С. 34–37.

Поступила в редакцию 11.07.2013

Азізов Т.Н., Сідохін Є.Ф., Тихомірова О.О., Сідохін Ф.А. Про вплив верхньої температури циклу при термоциклічних випробуваннях нікелевих жароміцних сплавів на їх довговічність

Аналіз опублікованих відомостей про результати і техніці термоциклічних випробувань жароміцних нікелевих сплавів дозволив встановити, що значне падіння довговічності в тому випадку, коли максимальна температура T_{max} в циклі випробувань перевищує 900 °C, пов'язано із збільшенням ступеня пластичної деформації в напівциклі охолодження внаслідок істотного зменшення межі текучості сплавів у високотемпературній області.

Ключові слова: довговічність, напівцикл випробувань, межа текучості.

Azizov T., Sidohin E., Tihomirova E., Sidohin F. On the influence of the upper cycle temperature in the temperature cycling tests of nickel superalloys their longevity

Analysis of the published information on the results and techniques cycling test heat-resistant nickel alloys revealed that a significant drop in durability when the maximum temperature T_{max} in the test cycle exceeds 900 °C, due to the increasing degree of plastic deformation in the cooling half-cycle due to significant reduction of the yield strength alloys in the high temperature region.

Key words: life time, testing half-cycle, yield stress.

УДК 629.7.036:539.4

Канд. техн. наук Р. П. Придорожный¹, канд. техн. наук А. В. Шереметьев¹, д-р техн. наук А. П. Зиньковский²

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

РАСЧЕТНАЯ ОЦЕНКА ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРИМЕНЕНИЯ ТЕПЛОЗАЩИТНЫХ ПОКРЫТИЙ НА ОХЛАЖДАЕМЫХ РАБОЧИХ ЛОПАТКАХ ТУРБИН ВЫСОКОГО ДАВЛЕНИЯ АВИАЦИОННЫХ ГАЗОТУРБИННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

Теплозащитные покрытия широко применяются для уменьшения действующих рабочих температур на поверхности охлаждаемых рабочих лопаток турбин и, следовательно, позволяют двигателю работать при более высоких, более эффективных температурах. В статье представлены результаты расчетных исследований эффективности применения теплозащитных покрытий на охлаждаемых рабочих лопатках турбины высокого давления. Установлено, что эффективность применения теплозащитных покрытий существенно зависит от конструкции лопатки, особенностей ее системы охлаждения, толщины покрытия, действующих рабочих температур и нагрузок.

Ключевые слова: охлаждаемая рабочая лопатка турбины, теплозащитное покрытие, система охлаждения, расчетная модель, тепловое состояние, напряженное состояние, ресурс.

Введение и постановка задачи

Стремление к достижению более высокой температуры газа перед турбинами авиационных газотурбинных двигателей (АГТД) в сочетании с требованием увеличения ресурса и повышения надежности охлаждаемых лопаток турбин высокого давления (ТВД) обусловливает необходимость совершенствования их систем охлаждения, применения новых материалов, защиты от воздействия повышенных температур, коррозии, окисления и ухудшения механических свойств материала.

Вследствие использования при создании рассматриваемых лопаток современных жаропрочных никелевых сплавов, сложно одновременно получить как необходимый уровень их прочности, так и удовлетворительный уровень коррозионной стойкости. Поэтому, в последние годы, работоспособность охлаждаемых рабочих лопаток ТВД обеспечивается внедрением теплозащитных покрытий (ТЗП) [1]. При повышении температуры газа перед турбиной их применение позволяет существенно снизить температуру основного материала лопатки и следовательно уменьшить термические напряжения, а также защитить перо от окисления и коррозии.

В настоящее время широко внедряются трехслойные керамические ТЗП, состоящие из термобарьерного внешнего слоя, создаваемого из окислов ZrO₂-Y₂O₃, второго промежуточного и третьего (подложки) слоев, полученные электронно-лучевой технологией.

Как показывает опыт проектирования и эксплуатации охлаждаемых лопаток турбин с конвективно-пленочной системой охлаждения (КПСО), в частности разработки ГП «Ивченко-Прогресс», эффективность применения ТЗП с точки зрения ресурса рассматриваемых лопаток зависит от их конструктивных особенностей и системы охлаждения. Об этом свидетельствуют данные изменения ресурса охлаждаемых лопаток ТВД различных АГТД за счет применения ТЗП, полученные на основе результатов расчетов напряженно-деформированного состояния наиболее термонапряженного среднего сечения, которые приведены в табл. 1. Видно, что при нанесении покрытия одной и той же толщины всегда имеет место увеличение ресурса рассматриваемых лопаток. При этом его возрастание тем выше, чем более развита и совершенна система охлаждения лопатки. Однако, в связи с активизацией работ по внедрению керамических ТЗП в турбинах АГТД, возникает необходимость оценки влияния их толщины на тепловое и напряженное состояния, а также ресурс охлаждаемых рабочих лопатках ТВД, что и является целью данной работы.

Объект исследования и его расчетная модель

Учитывая приведенные в табл. 1 данные, в качестве объекта исследования была выбрана наиболее перспективная современная многоканальная охлаждаемая рабочая лопатка ТВД АГТД с конвективно-пленочной системой охлаждения с рядами перфорационных и щелевых отверстий, наиболее термонапряженное среднее сечение которой показано на рис. 1.

Для расчетного установления закономерностей теплового и напряженного состояний исслелуемых лопаток с покрытием использовался метод конечных элементов и программный комплекс ANSYS. Однако, при решении этой задачи возникают определенные трудности, которые обусловливаются такими причинами. Во-первых, толщина теплозащитного покрытия на порядок меньше толщины стенки пера охлаждаемой лопатки [2]. Во-вторых, структурные особенности и многослойность покрытия усложняют выявление влияния внешних температур и нагрузок на отдельные его составляющие [3]. Эти обстоятельства затрудняют конечноэлементное моделирование исследуемого объекта и расчетное определение закономерностей его как температурного, так и напряженного состояний. В работе, охлаждаемая лопатка с выбранным покрытием представляется однородной средой. Основанием такого допущения служит опыт проектирования, доводки и эксплуатации рассматриваемых лопаток. В этом случае предполагается совместность перемещений на границе основного материала лопатки и покрытия при одновременном пренебрежении его жесткостью по сравнению с пером. Влияние ТЗП определяется граничными условиями и механической нагрузкой.

Анализ результатов расчетов

В соответствии с поставкой задачи, был проведен комплекс расчетных исследований по определению влияния толщины теплозащитного покрытия на характеристики теплового и напряженного состояний выбранной охлаждаемой рабочей лопатки ТВД, а также ее ресурс. Толщина покрытия h варьировалась до 0,5 мм. Для сравнения указанные характеристики были определены для лопатки без покрытия (h = 0).

Расчет напряженного состояния лопатки проводился в упругопластической постановке при действии газодинамических, центробежных и возникающих вследствие неравномерного ее нагрева температурных нагрузок. Кроме того, при высоких температурах учитывалась ползучесть материала лопатки. Распределения температур и напряжений определялись в расчетном сечении охлаждаемой лопатки при заданных условиях нагружения и температурного воздействия на максимальном взлетном режиме работы двигателя.

Рассмотрим результаты исследований по определению влияния толщины покрытия на тепловое состояние исследуемой лопатки. В каче-

Марка	Вил КПСО	Уровень увеличения
двигателя	Вид кнео	ресурса лопатки
Д-436-148	с 3 рядами перфорационных отверстий	1,3
Д-18Т	с 4 рядами перфорационных отверстий	1,5
АИ-222-25	с 3 рядами перфорационных отверстий и 1 рядом щелевых отверстий	2,3
Д-27	с 5 рядами перфорационных отверстий и 1 рядом щелевых отверстий	2,6

Таблица 1 – Расчетные данные определения относительного увеличения ресурса охлаждаемых рабочих лопаток ТВД с теплозащитным покрытием



Рис. 1. Распределение температур в среднем сечении охлаждаемой рабочей лопатки ТВД без ТЗП (*a*) и его толщине *h*=0,5 мм (*б*)

стве примера на рис. 1 представлено распределение температур в расчетном среднем сечении лопатки без покрытия (a) и при его толщине h, равной 0,5 мм (б). Как видно, покрытие не оказывает существенного влияния на распределение температуры по сечению, вызывая ее снижение ΔT . На рис. 2 приведены зависимости изменения максимальной ΔT_{max} , минимальной ΔT_{min} и средней ΔT_{mid} температур по сечению, а также температуры в его точке с минимальным запасом прочности ΔT_{pnt} , определяющей ресурс рассматриваемой лопатки, от толщины покрытия. Как и следовало ожидать, наиболее чувствительной к увеличению его толщины является средняя температура по сечению охлаждаемой лопатки, снижение которой демонстрирует эффективность применения ТЗП в рассматриваемой лопатке. Наиболее низкое влияние толщина покрытия оказывает на максимальную температуру лопатки, которая имеет место на выходной ее кромке (см. рис. 1), охлаждение которой затруднительно и требует значительного количества воздуха. В то же время низкая теплопроводность ТЗП позволяет существенно понизить минимальную температуру лопатки во внутреннем контуре лопатки, где и располагается наиболее опасная с точки зрения прочности зона лопатки с минимальным запасом прочности. Поэтому закономерность изменения температуры от толщины ТЗП в этой зоне практически совпадает с таковой для минимальной температуры в лопатке.

Исходя из полученных результатов влияния толщины покрытия на тепловое состояние лопатки, были проведены вычислительные эксперименты по определению ее влияния на напряженное состояние в точке среднего сечения лопатки с минимальным запасом прочности. На рис. 3



Рис. 2. Зависимости уменьшения максимальной ΔT_{max} (\blacktriangle), минимальной ΔT_{min} (\blacksquare) и средней ΔT_{mid} (\bullet) температуры, а также температуры в точке с минимальным запасом прочности ΔT_{pnt} (\blacklozenge) от толщины ТЗП в среднем сечении охлаждаемой лопатки

представлены зависимости относительных напря-

жений $\overline{\sigma}^{h\neq 0} = \sigma^{h\neq 0} / \sigma^{h=0}$ от толщины покрытия. Из приведенных данных следует, что увеличение толщины ТЗП позволяет существенным образом уменьшить уровень термических напряжений σ_{T} . При этом увеличение толщины ТЗП, как следствие, приводит к увеличению уровня напряжений растяжения σ_R , возникающих от действия центробежных нагрузок в расчетном сечении рассматриваемой охлаждаемой лопатки. Однако возрастание указанных напряжений практически в два раза меньше, чем уменьшение уровня термических напряжений при той же толщине покрытия. Таким образом, при увеличении толщины ТЗП уровень суммарных напряжений s_с, действующих в рассматриваемой точке среднего сечения лопатки, снижается, но менее существенно по сравнению с уровнем термических напряжений.

Как уже отмечалось, при воздействии высоких температур необходимо при анализе напряженного состояния лопатки учитывать ползучесть материала, поскольку с течением времени она приводит к значительному перераспределению напряжений как от внешних, так и от термических нагрузок. Так, температурные напряжения, как внутренне уравновешенные, уменьшаются, стремясь к полному исчезновению. При этом напряжения от внешних нагрузок уменьшаются в наиболее нагретых и возрастают в менее нагретых зонах лопатки. Результатом такого перераспределения напряжений исследуемой лопатки является изменение характера зависимости относительного изменения уровня суммарных напряжений

 $\sigma_{\Sigma c}$, рассчитанных с учетом деформаций ползу-



Рис. 3. Зависимости относительного уровня термических напряжений σ_T (▲), напряжений от центробежных нагрузок σ_R (■), суммарных напряжений без учета σ_Σ (●) и с учетом σ_{Σc} (●) ползучести материала лопатки от толщины ТЗП в точке среднего сечения лопатки с минимальным запасом прочности

чести, от толщины ТЗП (см. рис. 3). Если без учета ползучести материала уровень суммарных напряжений уменьшается с увеличением толщины ТЗП, то при ее учете наблюдается их возрастание. Однако, даже при толщине ТЗП, равной 0,5 мм, такое возрастание суммарных напряжений составляет не более 2,3 %.

Установленные закономерности влияния толщины покрытия на изменение характеристик напряженного состояния лопатки объясняются такими факторами. С одной стороны, с увеличением толщины покрытия снижается уровень температур и термических напряжений, а с другой увеличивается уровень напряжений от центробежных нагрузок и замедляются процессы ползучести материала.

В табл. 2 приведены результаты расчетов характеристик температурного и напряженного состояний, а также ресурса рассматриваемой охлаждаемой рабочей лопатки ТВД для выбранных значений толщины покрытия. Их анализ показывает, что с возрастанием толщины покрытия имеет место существенное увеличение ресурса лопатки. Это объясняется тем, что основной вклад в этот процесс вносит эффект уменьшения уровня температур T_{pnt} в опасной точке наиболее напряженного сечения лопатки, хотя уровень суммарных напряжений $\sigma_{\Sigma c}$, рассчитанных с учетом деформаций ползучести и возрастает с увеличением толщины покрытия.

Следует отметить, что существует оптимальная величина толщины покрытия, обеспечивающая его максимальную эффективность. Дальнейшее ее увеличение нецелесообразно, поскольку при этом будут резко возрастать центробежные нагрузки в корневом сечении лопатки, и применение ТЗП будет малоэффективно. Кроме того, чрезмерное наращивание толщины покрытия приводит к его выкрашиванию от действия центробежных и термических сил, а также сил трения газового потока [4].

Таблица 2 — Результаты расчета характеристик температурного и напряженного состояний, а также ресурса охлаждаемой рабочей лопатки ТВД при варьировании толщины теплозащитного покрытия

<i>h</i> , мм	T_{pnt} , °C	$\sigma_{\Sigma c}$, МПа	Ресурс, ч
0	874	307	6000
0,1	862	308	10000
0,2	852	309	16000
0,5	825	314	45000

Как уже отмечалось, применение теплозащитных покрытий обуславливается тенденцией современного авиационного двигателестроения к повышению температуры газа перед турбиной. Поэтому были проведены расчеты по определению влияния указанной температуры на ресурс *К* рассматриваемой охлаждаемой лопатки ТВД с нанесенным теплозащитным покрытием. Как пример, на рис. 4 приведены зависимости относи-

тельного увеличения ресурса $\overline{K}^{h\neq 0} = K^{h\neq 0} / K^{h=0}$ от температуры газа перед турбиной Т, по результатам анализа теплового и напряженного состояний лопатки в наиболее нагруженном среднем, а также корневом сечениях в случае покрытия толщиной h = MM. Из представленных данных следует, что для данной лопатки максимальная эффективность применения ТЗП наблюдается при температуре газа перед турбиной $T_2 = 1800$ К. При более низкой температуре газа перед турбиной в корневом сечении пера лопатки она значительно ниже, чем в более термонапряженном среднем сечении. Однако, уже начиная с $T_2 = 1750$ K, эффективность применения покрытия в корневом сечении становится выше, чем в среднем. Таким образом, полученные результаты расчетов свидетельствуют, что для конкретной лопатки с теплозащитным покрытием существует определенная температура газа перед турбиной, при которой его применение наиболее эффективно.

Выводы

1. Эффективность применения теплозащитных покрытий существенно зависит от конструкции охлаждаемой рабочей лопатки ТВД и особенностей ее системы охлаждения. Чем более развита и совершенна ее система охлаждения, тем выше эффективность покрытия.





2. Основной вклад в увеличение ресурса охлаждаемой рабочей лопатки ТВД с теплозащитным покрытием вносит эффект уменьшения уровня температур в опасной зоне лопатки.

3. Для конкретной лопатки с ТЗП существует определенная температура газа перед турбиной, при которой применение теплозащитного покрытия наиболее эффективно.

Список литературы

- Коломыцев П. Т. Высокотемпературные защитные покрытия для никелевых сплавов / П. Т. Коломыцев. – М. : Металлургия, 1991. – 240 с.
- 2. Тамарин Ю. А. Свойства ТЗП, наносимых электронно-лучевой технологией / Ю. А. Тамарин,

Е. Б. Качанов // Новые технологические процессы и надежность. — М. : ЦИАМ, 2008. — № 7. — С. 125—143.

- Срабатываемые, износостойкие и теплозащитные покрытия для деталей газового тракта турбины, компрессора и камеры сгорания ГТД / [В. А. Барвинок, И. Л. Шитарев, В. И. Богданович и др.] // Вестник Самарского государственного аэрокосмического университета им. академика С. П. Королева. – 2009. – № 3(19) Часть 1. – С. 11–28.
- Современные методы обеспечения прочностной надежности деталей авиационных двигателей / Под ред. Ю. А. Ножницкого, Б. Ф. Шорра, И. Н. Долгополова. М.: ТОРУС ПРЕСС, 2010. 456 с.

Поступила в редакцию 10.06.2013

Придорожний Р.П., Шеремет'єв О.В., Зіньковський А.П. Розрахункова оцінка ефективності застосування теплозахисних покриттів на охолоджуваних робочих лопатках турбін високого тиску авіаційних газотурбінних двигунів

Теплозахисні покриття широко застосовуються для зменшення діючих робочих температур на поверхні охолоджуваних робочих лопаток турбін і, отже, дозволяють двигуну працювати при більш високих, більш ефективних температурах. У статті представлені результати розрахункових досліджень ефективності застосування теплозахисних покриттів на охолоджуваних робочих лопатках турбін високого тиску. Установлено, що ефективність застосування теплозахисних покриттів суттєво залежить від конструкції лопатки, особливостей її системи охолодження, товщини покриття, діючих робочих температур і навантаження.

Ключові слова: охолоджувана робоча лопатка турбіни, теплозахисне покриття, система охолодження, розрахункова модель, тепловий стан, напружений стан, ресурс.

Pridorozhny R., Sheremetyev A., Zinkovskii A.Computational estimation of efficiency of application of termal barrier coatings on high-pressure turbine cooled bladeS of aero gas turbine engines

Thermal barrier coatings are commonly used to reduce the actual working temperature of the high pressure turbine blades surface and hence permit the engine to operate at higher more efficient temperatures. This paper presents the results of calculation investigations of service efficiency of thermal barrier coatings on high pressure turbine blades. Efficiency of application thermal barrier coatings essentially depends on the design of the blade, features of its cooling system, thickness of the coating, actual working temperatures and loadings, is established.

Key words: cooled turbine blade, thermal barrier coating, cooling system, azimuthal, computational model, thermal state, stress state, service life.

УДК 539.3

Канд. техн. наук Ю. В. Мастиновский

Запорожский национальный технический университет, г. Запорожье

О РАСЧЕТЕ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ НА ДИНАМИЧЕСКУЮ ПРОЧНОСТЬ

Рассматривается распространение волн напряжений в сварных соединениях с целью оценки концентрации напряжений в зоне сварного шва в зависимости от его геометрических и физических параметров. Задача решается методом двойных интегральных преобразований.

Ключевые слова: сварные соединения, волны напряжений, прочность, интегральные преобразования.

Определяющим при оценке динамической прочности любых конструкций является не статическая, а динамическая концентрация напряжений, обусловленная волновым характером распространения нагрузки [1]. Явления отражения, преломления, дифракции и интерференции волн, происходящих на границах раздела сред с различной структурой или вблизи их, могут приводить к концентрации напряжений в отдельных областях, что при определенных условиях может вызвать разрушение. Учитывая химическую и структурную неоднородность металла шва при сварке разнородных и однородных сталей, следует ожидать возникновения динамической концентрации напряжений в нем.

Предположим, что модель сварного шва представляет плоскую трехслойную среду (рис. 1), каждый слой которой имеет свои геометрические и физические характеристики.

На границе y = 0 к одной из сваренных деталей по нормали прикладывается нагрузка вида:

$$\sigma_0 = q_0 f(x,t), \quad f(-x,t) = f(x,t),$$

которая характеризует интенсивность и распределение импульса во времени и в пространстве.



Рис. 1. Модель сварного шва

Обозначим через U_i, V_i (*i* = 1,2,3) компоненты перемещений для составляющих сред, а через θ_i и W_i — расширение и искажение элемента материала. Из динамических уравнений Ляме получаем систему уравнений [2, 3]:

$$\Delta \theta_{i} = \frac{1}{a_{i}^{2}} \frac{\partial^{2} \theta_{i}}{\partial t^{2}}; \qquad \Delta W_{i} = \frac{1}{b_{i}^{2}} \frac{\partial^{2} W_{i}}{\partial t^{2}}; \Delta U_{i} = \frac{\partial \theta_{i}}{\partial x} + \frac{\partial W_{i}}{\partial y}; \qquad \Delta V_{i} = \frac{\partial \theta_{i}}{\partial y} - \frac{\partial W_{i}}{\partial x}, \qquad (1)$$

где $\Delta = \frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial y^2}; \quad a_i^2 = \frac{\lambda_i + 2\mu_i}{\rho_i}; \quad b_i^2 = \frac{\mu_i}{\rho_i}.$

Если через *X* и *T* обозначить длительность действия нагрузки в пространстве и времени, то эта система должна быть решена при следующих граничных и начальных условиях:

$$\sigma_{yy}^{l} = -\sigma_{0} \quad npu \ x \in X, \ t \in T;$$

$$\sigma_{yy}^{l} = \tau_{xy}^{l} = 0 \quad npu \quad x \notin X, \ t \notin T;$$
 (2)

 $U_{1} = U_{2}, V_{1} = V_{2}, \sigma_{yy}^{1} = \sigma_{yy}^{2}, \tau_{yy}^{1} = \tau_{yy}^{2}, npu \quad y = l;$ $U_{2} = U_{3}, V_{2} = V_{3}, \sigma_{yy}^{2} = \sigma_{yy}^{3}, \tau_{xy}^{2} = \tau_{xy}^{3}, npu \quad y = l + h;$

$$U_i = W_i = \tau^i_{xy} = 0 \quad npu \quad x = 0; \tag{4}$$

$$U_i = V_i = \frac{\partial U_i}{\partial t} = \frac{\partial V_i}{\partial t} \quad npu \quad t = 0.$$
 (5)

Условия (4) являются следствием симметрии нагрузки. Кроме того, все компоненты напряжений и перемещений должны стремиться к нулю на достаточно большом расстоянии от места приложения импульса нагрузки.

Задача решается методом двойных интегральных преобразований: по времени t с помощью преобразования Лапласа, по координате x - c помощью преобразования Фурье. Для удовлетворения условиям (4) величин U_i и W_i используются синус-преобразование Фурье, а для величин V_i и θ_i — косинус-преобразование Фурье [3].

В результате интегральных преобразований из системы уравнений (1) получаем следующие выражения изображений для перемещений:

$$\begin{split} u_i(q, y, p) &= \frac{a_i^2 q}{p^2} (A_i shk_i y + B_i chk_i y) + \frac{b_i^2 r_i}{p^2} (C_i chr_i y + D_i shr_i y), \\ v_i(q, y, p) &= \frac{a_i^2 k_i}{p^2} (A_i chk_i y + B_i shk_i y) - \frac{b_i^2 q}{p^2} (C_i shr_i y + D_i chr_i y), \\ (i = 1, 2), \\ u_3(q, y, p) &= -\frac{a_3^2 q}{p^2} B_3 e^{-k_3 y} - \frac{b_3^2 r_3}{p^2} D_3 e^{-r_3 y}, \\ v_3(q, y, p) &= -\frac{a_3^2 k_3}{p^2} B_3 e^{-k_3 y} - \frac{qb_3^2}{p^2} D_3 e^{-r_3 y}, \end{split}$$

где
$$k_i^2 = q^2 + \frac{p^2}{a_i^2}, \quad r_i^2 = q^2 + \frac{p^2}{b_i^2}, \quad (i = 1, 2, 3).$$

Постоянные A_i , C_i (i = 1,2); B_i , D_i (i = 1,2,3) находятся из условий (2), (3), выражения которых из-за их громоздкости здесь не приводятся.

С использованием соотношений для перемещений (7) по формулам теории упругости находятся выражения для изображений нормальных, касательных, максимальных касательных и главных напряжений. Например, выражения для изображений максимальных касательных напряжений имеют вид:

$$\begin{aligned} \tau_{\max}^{i}(q, y, p) &= S_{i}(a_{i}^{2} - b_{i}^{2})(A_{i}shk_{i}y + B_{i}chk_{i}y),\\ (i &= 1, 2),\\ \tau_{\max}^{3}(q, y, p) &= S_{3}(a_{3}^{2} - b_{3}^{2})B_{3}e^{-k_{3}y}. \end{aligned}$$

Возвращение от изображений к оригиналам осуществляется при конкретном задании нагрузки σ_0 . Экспериментальные исследования с применением поляризационно-оптического метода для исследования распространения волн напряжений в сварных соединениях позволяют регистрировать картину распределения только максимальных касательных напряжений. Если расчетные максимальные касательные напряжения хорошо

согласуются с полученными экспериментально, то можно утверждать, что и распределения главных напряжений, полученных аналитически, будут достоверными.

Сопоставление результатов выполненных расчетов о действии распределенной импульсной силы:

$$\sigma_0 = q_0 \delta(t) [H(x+a) - H(x-a)],$$

где
$$q_0 = const, y = 0, H(x) = \begin{cases} 1, x \ge 0, \\ 0, x < 0 \end{cases}$$

с известными экспериментальными данными и решениями показывает удовлетворительное их совпадение.

Установлено, что динамическая концентрация напряжений образуется в зоне, прилеггающщей к сварному шву и существенно зависит от вида и интенсивности внешней нагрузки, геометрии шва и механических характеристик составляющих трехслойную среду, моделирущую сварной шов. После прохождения волны нагрузки через границы раздела сред происходит локализация напряжений в зоне сварного шва. Это обусловлено суперпозицией падающей и отраженной от шва волн напряжений.

Следующий этап в решении рассматриваемой проблемы состоит в дальнейшем развитии и совершенствовании модели сварного шва и методики расчета, которая позволит выявлять области концентрации напряжений и оптимизировать параметры сварного шва с целью увеличения динамической прочности сварной конструкции.

Список литературы

- Николаев Г. А. Расчет, проектирование и изготовление сварных конструкций / Николаев Г. А., Куркин С. А., Винокуров В. А. – М. : Машиностроение, 1971. – 316 с.
- Сагомонян А. Я. Волны напряжений в сплошных средах / Сагомонян А. Я. М. : Издательство Московского университета. 1985. 416 с.
- Партон В. З. Методы математической теории упругости / Партон В. З., Перлин П. И. – М. : Наука. 1981. – 688 с.

Поступила в редакцию 10.02.2014

Мастиновський Ю.В. Про розрахунок зварних з'єднань на динамічну міцність

Розглядається розповсюдження хвиль напружень у зварних з'єднаннях з метою оцінки концентрації напружень у зоні зварного шва в залежності від його геометричних та фізичних параметрів. Задача розв'язується методом подвійних інтегральних перетворень.

Ключові слова: зварні з'єднання, хвилі напружень, інтегральні перетворення.

Mastinoovsky Yu. Dynamic strength calculation of welded joints

Stress waves propagation in welded joints is considered for the purpose of estimating the dependence of stress concentration in weld zone on geometrical and physical parameters of the weld seam. The problem is being solved by means of double integral transformation.

Key words: welded joint, stress waves, strength, integral transformations.

УДК 621.438.002.2

Канд. техн. наук Ю. С. Кресанов¹, д-р техн. наук А. Я. Качан², канд. техн. наук Д. В. Павленко², С. А. Уланов²

¹АО «Мотор Сич», ²Запорожский национальный технический университет; г. Запорожье

ВЛИЯНИЕ ХОЛОДНОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ И ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ЖАРОПРОЧНОГО СПЛАВА НА ЭКСПЛУАТАЦИОННЫЕ СВОЙСТВА ЛОПАТОК КОМПРЕССОРА ГТД

В работе установлено влияние режимов холодного деформирования (вальцевания) и термической обработки жаропрочного сплава на длительную прочность и сопротивление усталости рабочих лопаток компрессора ГТД.

Ключевые слова: жаропрочный сплав, рабочая лопатка, штамповка, холодное вальцевание, термообработка, длительная прочность, предел выносливости.

Введение

Жаропрочные сплавы для рабочих лопаток последних ступеней компрессора, работающих при повышенных температурах и относительно высоких напряжениях, находят широкое применение в современных авиационных двигателях.

Жаропрочный сплав для лопаток компрессора должен иметь относительно мелкое и равномерное зерно, которое обеспечивает в процессе их эксплуатации требуемое сопротивление усталости. Величина зерна обуславливается также и геометрическими особенностями, когда крупное зерно может сравниться по размеру с тонкими кромками пера лопатки. С другой стороны, для обеспечения требуемого уровня длительной прочности при повышенных температурах материал рабочей лопатки должен иметь и более крупное зерно.

Наиболее прогрессивным, экономичным и производительным вариантом изготовления лопаток компрессора ГТД, в том числе и из жаропрочных сталей и сплавов, является их формообразование методами пластического деформирования с применением точной штамповки, холодного вальцевания пера и термообработки [1, 2].

Изготовление лопаток производится из штампованных заготовок с припуском 0,15 мм на сторону с последующей механической обработкой хвостовика и холодным вальцеванием пера.

Точная штамповка производилась по следующей технологической схеме [1]:

- исходная заготовка — шлифованный пруток;

 получение групповой заготовки (полосы) методом периодического проката из предварительного подката прутка с нагревом 1130 °C;

- вырубка индивидуальных заготовок из периодической полосы (температура нагрева 830 °С);

- точная штамповка заготовок лопаток (нагрев при температуре 1130 °С);
 - обрезка облоя при температуре 830 °C;
 - калибровка с нагревом при температуре 1080 °C;
 термообработка;

 пескоструйная очистка поверхности поковок и удаление дефектного слоя электрополированием;

 правка нахолодно на прессе (при необходимости).

Последующая механическая обработка лопаток выполнялась по следующей технологической схеме:

- протягивание хвостовика;

 холодное вальцевание пера за 2...3 перехода
 с промежуточной (при необходимости) термообработкой для восстановления пластических свойств;

 окончательная механическая обработка хвостовика;

- окончательная термообработка;

- виброполирование.

Основными задачами при формообразовании лопаток компрессора методами пластического деформирования являются:

1. Определение рациональной схемы процесса формообразования пера лопаток методом холодного вальцевания.

2. Исследования и выбор оптимальных режимов предварительной, промежуточной и окончательной термообработки заготовок.

3. Сравнительная оценка свойств материала и работоспособности лопаток.

Цель работы — оценка влияния холодного деформирования (вальцевания) и термической обработки жаропрочного сплава на эксплуатационные свойства лопаток компрессора ГТД.

© Ю. С. Кресанов, А. Я. Качан, Д. В. Павленко, С. А. Уланов, 2014

Объектом исследования является жаропрочный сплав ХН77ТЮР ВД (ЭИ437Б-ВД) после операций деформирования (вальцевания) и термической обработки.

Методы исследований

Исследование проводилось на образцах, на которых оценивалось влияние различной холодной деформации и режимов термообработки на длительную прочность материала по трем режимам «температура — напряжение». Также определялись упрочнение (твердость HB) и характер макро- и микроструктуры на всех этапах изготовления образцов, начиная от исходного прутка и заканчивая холодным вальцеванием.

Определение режимов нагрева под деформацию и термообработку для установления оптимальных характеристик материала применительно к лопаткам компрессора проводилась на специальных плоских образцах из сплава ЭИ437Б-ВД (рис.1), химический состав которого представлен в табл. 2.

Технологический процесс изготовления образцов представлен в табл. 1.



Рис. 1. Образец для определения длительной прочности

Образцы изготавливались с применением операций холодного вальцевания на гладких валках установки УВЛ 100 со степенью деформации 50, 20 и 10 %. Промежуточная термообработка между переходами холодного вальцевания образцов не производилась из-за высокой технологической пластичности сплава ХН77ТЮРВД в холодном состоянии даже при твердости 3,21...3,02 ГПа, которая образуется старением, необходимым для получения требуемой шероховатости хвостовика лопатки при его протягивании, против твердости 1,70...1,49 ГПа в закаленном состоянии.

Режимы термической обработки образцов из сплава XH77TЮРВД представлены в табл. 3.

Длительная прочность материала прутка исследуемой плавки определялась на круглых стандартных образцах (диаметр рабочей части 5 мм, длина 60 мм) и плоских образцах (рис. 1) после горячей прокатки (поз. 2, табл. 4) и холодного вальцевания (поз.7, табл. 4) до разрушения по трем режимам:

режим 1 - 700 °C - 460 МПа;

режим 2 – 650 °C – 650 МПа;

режим 3 - 550 °C - 800 МПа.

Определяющим режимом испытания материала являлся режим 3, который характеризует условие работы лопаток 6...7 ступени компрессора на двигателе Д-36.

Твердость образцов на всех этапах изготовления определяли по Бринеллю шариком диаметром 5 мм при нагрузке 7,5 кН.

Микро- и макроструктура образцов исследовалась на оптическом микроскопе МИМ-7.

Результаты исследований и их обсуждение

Холодное вальцевание образцов показало, что сплав ХН77ТЮРВД при всех режимах термической обработки (см. табл. 4) обладает относительно высокой технологической пластичностью, в частности, более высокой, чем двухфазные титановые сплавы ВТ3-1 и ВТ8 в отожженном состоянии.

Результаты испытания длительной прочности, твердости и величины зерна материала образцов из сплава ХН77ТЮРВД, изготовленных из прутка, горячекатаной полосы, холодного вальцевания после различных режимов термообработки представлены в табл. 4.

Анализ результатов испытания материала различных образцов из сплава ХН77ТЮРВД по твердости (НВ) позволяет сделать следующие выводы:

- холодная 50 % деформация образцов независимо от исходной термообработки сопровождается значительным деформационным упрочнением и приводит к увеличению твердости до 3,88 ГПа;

- проведение только старения после холодной деформации приводит к еще более существенному увеличению прочностных характеристик материала до 4,80 ГПа;

- полная термообработка (закалка и старение) в зависимости от температуры закалки и продолжительности выдержки обеспечивает различные значения твердости: после закалки с пониженной температуры и старения по режиму 5 (см. табл. 4) – на уровне верхнего предела твердости (3,21 ГПа), а после закалки и старения со стандартной температуры по режиму 1 (см. табл. 4) в зависимости от степени рекристаллизации (различное время выдержки) – на уровне нижнего предела – 2,69 ГПа.

Наименование операции	Эскиз заготовки образца	Процесс обработки, оборудование	Примечание	
Порезка исходных заготовок	Пруток диаметром 20 мм по ТУ14-1-223. Длина заготовки 200 мм	_		
Изготовление полосы	~400	Прокатка за 2 перехода, нагрев 1130±10 °C, в бариевой ванне, выдержка 810 мин.		
Очистка прокатанной полосы	_ // _	Гидропескоструйная обработка + электрополирование в серной и фосфорной кислотах		
Механическая обработка заготовки образца под вальцевание	Ø8,2 55,5 85 25	Ручное шлифование поверхности рабочей части		
Термическая обработка (предварительная)	- // -	См. таблицу 3. Закалка в аргоне. Старение на воздухе		
Очистка индивидуальной заготовки	_ // _	Гидропескоструйная обдувка + + электрополирование		
Холодное вальцевание за 3 перехода	1 переход 55.5 4 7 136 -93100 2 переход 55.5 107 -115(до отрезки) 3 переход 55.5 -//-	Установка для вальцевания лопаток УВЛ 100		
Окончательная термообработка	_ // _	См. таблицу 3		
Механическая обработка	См. рис. 1	Полирование рабочей части образца		
Контроль	_ // _	Метод ЛЮМ-А		

Таблица 1 – Схема технологического процесса обработки образцов

Профиль			Содерж	ание химически	х элементо	0B, %		
профиль	С	Cr	Fe	Ti	Mn	Al	Si	Ni
Пруток диаметром 20 мм	0,06	19,5	0,46	2,65	0,22	0,85	0,6	основа
Норма по Ту 14-1-223	0,07	1922	< 1,0	2,52,9	< 0,4	0,61,0	< 0,6	

Таблица 2	2 – X	Кимический	состав	исследуемого	жаропрочного	сплава	ЭИ437	Б-В	Д
-----------	-------	------------	--------	--------------	--------------	--------	-------	-----	---

Таблица 3 – Режимы термической обработки образцов

№ режима		Режим тер	мообработки		
	Зак	алка	Стар	ение	
	Температура, °С	Время, час	Температура, °С	Время, час	
1		8			
2	1080	2	700	16	
3		1			
4		2	800 700	4 16	
5	1000	4	750	16	

Анализ результатов свойств образцов по длительной прочности при повышенных температурах показал, что для сплава ХН77ТЮРВД наиболее жестким режимом оказывается испытание при температуре 650 °C с нагрузкой 650 МПа (режим 2, табл. 4).

При испытании длительной прочности по режиму 550 °C - 800 МПа преобладали удовлетворительные результаты. в том числе и для холоднодеформированных образцов. Режим 700 °С -460 МПа дал примерно равное количество положительных и отрицательных результатов. Холодное вальцевание приводит к резкому увеличению общего количества неудовлетворительных результатов, главным образом за счет испытаний при 700 и 650 °C. При этом стандартный режим термообработки холоднодеформированных образцов дает неудовлетворительные результаты для всех назначенных условий испытаний, что связано с большой разнозернистостью структуры. Сокращение времени выдержки при закалке с 1080 °C повышает значения длительной прочности, особенно для случая двойного старения, обеспечивающего дополнительное упрочнение матрицы. С точки зрения длительной прочности режим двойного старения 1080 °C, 2 ч + 800 °C, 4 ч является оптимальным, однако, уменьшение времени выдержки при закалке с 1080 °С не всегда гарантирует получение структуры с мелким зерном при отсутствии разнозернистости. Более целесообразным оказывается понижение температуры закалки. Закалка холоднодеформированных образцов с 1000 °C обеспечивает высокую длительную прочность и мелкое равноосное зерно.

Полученные данные показывают, что для холоднодеформированного сплава ХН77ТЮРВД выбор оптимальных температур последующей закалки затруднителен и должен проводиться с учетом условий работы детали.

Если после холодного деформирования выполняется только старение, длительная прочность материала при испытаниях по режимам 700 °С – 460 МПа и 650 °С – 650 МПа оказывается низкой. Испытания по режиму 550 °С – 800 МПа в этих случаях дали удовлетворительные результаты.

Особенности микроструктуры материала образцов по этапам их изготовления и для различных режимов термообработки представлены на рис. 2–5.

Исходный пруток характеризуется мелким равноосным зерном размером 1520 мкм (рис. 2, *a*). Стандартная термообработка по режиму 1 (см. табл. 3) сохраняет равномерность зерна, увеличивая его размеры до 100...150 мкм, из-за увеличения времени выдержки (рис. 2, *b*). Термообработка по режиму 5 (см. табл. 3) оставляет величину исходного зерна без изменения (рис. 2, *b*).

Таблица 4 — Длительная прочность, твердость и величина зерна материала образцов при различных режимах термической обработки

№ группы	Вид образца и опсрации	Режим термообработки (табл. 3)	Твердость НВ, ГПа	Время до разрушения при режимах испытания, час		Размер зсрна, мкм	
		В состоянии поставки без	2.60	1	2	3	15 20
		термообработки	2,07	102	27	161	150, 400
		1	2,85	76	30	192*	150400
		-		106	46	192*	
			3,21	36	25	196*	1520
1		5		40	30	196*	
1	исходный пруток			20	17		
			3,02	158	96	216*	100300
		4		94*	114	320*	
			3,02	50	23	192*	100150
		3		87	17	192*	
				114	46	222*	
		Без термообработки	-	-	-	-	20300
			2,85	138	17	305	50800
		1		1142	24	308	
			3.21	83	84	210*	150250
		5	.,	85	108	210*	оторочка по
2	Горячекатаная полоса			91	82	305*	границам 10
			3,02	134	85	222	50200
		4		141	80	207*	
			2.85	91	50	143	50 150
		3	2,05	134	27	230*	50150
				105	34	230*	
	Холодновальцованный Вали церацие	Закалка по реж. 3	1,78	_			50150
	Бальцевание	_	2,69	2	6	32	50800
		1	Í	8	4	34	
				7	12	27	
		5	3.21	30	31	104	2030
.5	Термообработка		,	28	29	310	
	Термооораоотка	2	2.95	115	17	122	70 100
		3	2,85	79	10	192	/0100
				124	42	156	
		4	3,02	116	335	673*	150500
	Предварительная			69	187	207*	
	термообработка	1	2,85	_	—	_	50100
4	Вальцевание	-	3,88	-	-	-	-
	Окончательная	Старение по реж 1 8 нас	4,80	1,0	9	203	-
	термообработка	e rapenne no pena 1, o nae		1,5	20	207*	
	-						200300
	Предварительная термообработка	Закалка по реж. 5	2,29	-	-	-	оторочка по
	rep.moorp.moorm.						1015
5	Вальцевание	-	3,88	-	-	_	-
	Окончательная	Старение по	4,80	7	14	377	-
	термообработка	реж. 5		19	9	280*	
<u> </u>	Предварительная	2000 1 1	1,70	-	-	_	100300
	термообработка	Закалка по реж. 1	, ·				
6	Вальцевание	-	3,88	- 7	-	- 600	-
	термообработка	Старение	4,80	22	14	259*	
		по реж. 1		13	11	259*	
	Предварительная	Закалка по реж. 2	1,70	-	-	-	100250
_	Пермооораоотка Вальцевание	-	3,88	_	_	_	_
7		20100TH0 10000C 4-	4,44	7	6	65	-
	термообработка	Старение по реж.1		4	15	565	
<u> </u>	1		2.55	8	5	304	_
	Нормы ТУ	3,21	- 40	- 50	_ 100		

Примечание: * — образцы, снятые с испытаний. Исходный пруток, горячекатаная полоса и вальцевание — позиции 1, 2 и 3 табл. 4 соответственно



Рис. 2. Микроструктура прутка в состоянии поставки (*a*), после термообработки по режиму 1 (*б*) и по режиму 5 (*в*), (см. табл. 3)



Рис. 3. Микроструктура полосы в исходном состоянии (*a*, нагрев перед деформацией 1130 °C), после закалки по стандартному режиму 1 (*б*, *в*) (см. табл. 3)



Рис. 4. Микроструктура полосы перед вальцеванием после закалки по режиму 5 (а) и режиму 3 (б) (см. табл. 3)





Рис. 5. Микроструктура образца после холодного вальцевания и последующей термообработки по режиму 1 (*a*) и режиму 5 (*б*) (см. табл. 3)

Прокатанная из прутка полоса при температуре 1130 °C, предназначенная для изготовления плоских образцов в исходном состоянии, имеет относительно крупные до 100...150 мкм зерна в окружении большого количества мелких зерен размером 1530 мкм (рис. 3, *a*), что свидетельствует о прохождении частичной рекристаллизации и неравномерной деформации при горячей прокатке. Последующая закалка полосы по стандартному режиму при температуре 1080 °С приводит к различной степени разнозернистости, причем для некоторых образцов при выдержке 8 часов она оказалась весьма грубой и размер зерен достигал 1000 мкм (рис. 3, б, в). Учитывая геометрические размеры лопаток, наличие такой структуры недопустимо, так как зерно может охватывать все сечение пера лопатки. После закалки полосы с температуры 1000 °С (режим 5, табл. 3) процесс рекристаллизации, по сравнению со структурой полосы в исходном состоянии после прокатки, продолжается и носит собирательный характер. Получена характерная структура с относительно крупных (в среднем до 200 мкм) зерен, отороченных мелкими до 10...15 мкм зернами, что свидетельствует о микронеоднородности предшествующей деформации при прокатке полосы (рис. 4, а). Сокращение времени выдержки при температуре закалки 1080 °С до 1 часа способствует протеканию более равномерной рекристаллизации и зерно при этом не успевает вырости до значительных размеров. Наблюдается разнозернистость (рис. 4, б).

Структура образцов с высокой степенью деформации (~ 60 %), прошедших после холодного вальцевания только старение, отличается вытянотостью зерен, а также большим количеством двойников и линий скольжения. Величина зерен зависит от предварительной термообработки. Полная термообработка образцов при закалке с 1080 °C дает разную степень рекристаллизации, которая в количественном отношении характеризуется как увеличением размера зерен, так и соотношением количества зерен разных размеров. Например, термообработка по стандартному для сплава ХН77ТЮРВД режиму привела к значительной разнозернистости (рис. 5, а). Однако характер процесса рекристаллизации холоднодеформированного материала после закалки с пониженной температуры 1000 °С качественно меняется: появляются весьма мелкие равноосные зерна, размеры которых меньше, чем в исходной полосе после термообработки по режиму 5 (см. табл. 3) (рис. 5, б).

Полученные в ходе исследований результаты позволили определить основные технологические параметры процесса точной штамповки заготовок рабочих лопаток компрессора из жаропрочных сплавов с последующим холодным вальцеванием пера. Влияние установленных режимов холодного деформирования и термической обработки жаропрочного сплава ХН77ТЮРВД на сопротивление усталости определяли на лопатках 5 ступени компрессора авиационного двигателя Д-36, изготовленных методом точной штамповки с применением холодного вальцевания и путем последующей механической обработкой.

Сопротивление усталости лопаток устанавливали методом ступенчатого повышения нагрузки, начиная с 260 МПа (установленная норма) как среднее по 6 лопаткам.

Для лопаток, изготовленных холодным вальцеванием, предел выносливости составил 398 МПа, что более чем в 1,5 раза выше установленной нормы, а изготовленных только ручной доводкой пера — 426 МПа.

Таким образом, статические характеристики сопротивления усталости вальцованных и невальцованных лопаток практически находятся на одном уровне.

Выводы

1. При холодном вальцевании лопаток из жаропрочного сплава ХН77ТЮРВД наиболее рациональный уровень свойств достигается окончательной термообработкой в защитной среде по режиму закалка при температуре 1000 °С в течение 4 часов и старение при температуре 750 °С в течение 16 часов.

2. Установленные термомеханические условия горячей деформации заготовок, холодного вальцевания пера и режимов предварительной и окончательной термообработки позволяют обеспечить необходимый уровень длительной прочности при испытании при температуре 550 °С и напряжении 800 МПа, а также высокий уровень их предела выносливости.

3. Результаты исследований могут быть использованы при разработке технологических процессов изготовления лопаток компрессора и других деталей ГТД из жаропрочных сплавов с применением операций холодного деформирования.

Список литературы

- Технологическое обеспечение эксплуатационных характеристик деталей ГТД. Лопатки компрессора и вентилятора. Часть І. Монография / [В. А. Богуслаев, Ф. М. Муравченко, П. Д. Жеманюк и др.] – Запорожье : изд. АО «Мотор Сич», 2003. – 369 с.
- Влияние точной штамповки и холодного вальцевания пера рабочих лопаток компрессора из жаропрочных сплавов на качество их изготовления / [Ю. С. Кресанов, А. В. Богуслаев, А. Я. Качан, Л. И. Гасик] // Вестник двигателестроения. – 2010. - № 1. – С. 60–71.

Поступила в редакцию 10.02.2014

Кресанов Ю.С., Качан О.Я., Павленко Д.В., Уланов С.О. Вплив холодного деформування та термічної обробки жароміцного сплаву на експлуатаційні властивості лопаток компресора ГТД

У роботі визначено вплив холодного деформування (вальцювання) та термічної обробки жароміцного сплаву на довготривалу міцність та опір втомленості робочих лопаток компресора ГТД.

Ключові слова: жароміцний сплав, робоча лопатка, штамповка, холодне вальцювання, термообробка, тривала міцність, межа витривалості.

Kresanov Yu., Kachan A., Pavlenko D., Ulanov S. Effect of cold eformation and heat treatment of heat-resistant alloy on performance of gas-turbine drive compressor blades

This paper determines the effect of heat-resistant alloy cold deformation (rolling) and heat treatment conditions on stress-rupture and fatigue properties of gas-turbine drive compressor rotor blades.

Key words: heat resistant alloy rotor blade, stamping, cold rolling, heat treatment, long-term strength, endurance limit.

УДК 621.789:621.438

А. А. Мыленко¹, Э. Л. Рожковская¹, Т. Р. Гараненко²

¹АО «Мотор Сич» г. Запорожье ²Киевский национальный технический университет Украины «КПИ», г. Киев

ПОВЫШЕНИЕ ПРЕДЕЛА ВЫНОСЛИВОСТИ ШИРОКОХОРДНЫХ ЛОПАТОК ВЕНТИЛЯТОРА ГАЗОТУРБИННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ В ПОЛЕ УЛЬТРАЗВУКА

Произведен расчет волновода для упрочнения поверхности пера широкохордных лопаток вентилятора в поле ультразвука. По данным расчета изготовлен и опробован в работе вышеуказанный волновод, который стабильно работает на расчетных параметрах.

Ключевые слова: широкохордная лопатка, волновод, ультразвук, колебания, стоячая, изгибная волна.

Одним из основных технологических приемов повышения прочности, надежности и долговечности авиационных двигателей является метод поверхностного пластического деформирования — упрочнение в поле ультразвука.

Процесс осуществляется в ограниченном объеме воздушной среды за счет энергии удара но обрабатываемым поверхностям детали стальных шариков, ускоряемых колеблющейся с ультразвуковой частотой поверхностью волновода (рис. 1), где

1 — магнитострикционный преобразователь (сталь 45);

- 2 стальные шарики по (ГОСТ 3722-83);
- 3 волновод (титановый сплав BT3-1);
- 4 обрабатываемая лопатка;
- 5 оснастка.

В результате высокой частоты ударов и большого ускорения происходит интенсивная пластическая деформация поверхностного слоя детали, вследствие чего изменяется исходное состояние микрогеометрии и физические свойства поверхностного слоя, в нем наводятся остаточные напряжения сжатия.



Рис. 1. Схема установки



бочего объема, наблюдается явление интерференции волн, причем если при распространении волн в среде и при отражении их от препятствия не происходит потерь энергии. то амплитуды падающей и отраженной волн равны между собой. Отраженная волна интерферирует с падающей волной, в результате чего в тех точках, куда падающая и отраженная волна приходит в противофазе, результирующая амплитуда падает до нуля, т. е. точки все время остаются в покое, образуя неподвижные узлы колебаний, а в тех местах, где фазы волн совпадают, волны усиливают друг друга, образуя пучности колебаний. В результате чего получается стоячая волна в ограниченном объеме, между двумя стенками, если расстояние между ними равно целому числу полуволн. Длина волны находится в определенном соотношении с размерами объема. Это условие выполняется для ряда частот f1; f2; f3..., т.е. собственными частотами данного объема:

В воздушной среде, заполняющей полость ра-

$$\frac{\lambda}{2} = \frac{f}{c},\tag{1}$$

где *f* — частота колебаний воздушной среды; λ — длина волны;

c — скорость распространения звука в воздушной среде.

Стоячая волна характеризуется следующими особенностями:

1) в стоячей волне амплитуда А меняется от точки к точке по синосоидальному закону;

2) при резонансной частоте колебания воздушной среды и амплитуды удваиваются;

максимальная амплитуда смещений рабочего конца УЗ-вых инструментов составляет несколько десятков мкм при частотах в несколько десятков кГц.

Амплитуда колебаний воздушной среды находится из соотношения

$$A_{603} = \frac{\gamma_{Ti}}{\gamma_{603.}} A_{Ti}$$

где γ_{Ti} – удельный вес титана, кг/м³;

$$\gamma_{603}$$
 — удельный вес воздуха, кг/м³;

*А*_{*Ti*} – амплиуда титана, м³.

Амплитуда колебаний титана находится из соотношения:

$$A_{Ti} = \frac{\gamma_{nMC}}{\gamma_{Ti}} A_{npeo\delta}$$

где γ_{nmc} – удельный вес стали 45 кг/м³;

 γ_{Ti} — удельный вес титана, кг/м³;

 A_{npeod} — амплитуда преобразователя, м³.

Заметим, что амплитуда колебаний имеет обратную зависимость от удельного веса.

Но в неоднородной среде воздух — стальные шарики, заключенной в жесткие границы рабочего объема, из-за явления интерференции и отражения шариков от жестких границ, определение параметров ультразвукового поля усложняются.

Рабочий объем является колебательной системой, работающей на вынужденных колебаниях, т. е. частота и амплитуда вынужденных колебаний определяется не колеблющейся системой, а частотой и размахом колебаний вынуждающей силы волновода (активного концентратора ультразвуковых колебаний).

Оптимальной формой рабочего объема является цилиндрическая поверхность (пассивный концентратор ультразвуковых колебаний), которая концентрирует отраженную ультразвуковую волну в геометрической оси цилиндрической поверхности.

Для объемов среды, имеющих форму цилиндра, для возбуждения резонансных колебаний необходимо выполнение условия, чтобы размеры объема были равны целому числу четвертей длины волны, излучаемой в рабочий объем. В этом случае в рабочем объеме среды (воздух — стальные шарики) устанавливается рабочая волна, амплитуда которой в 4 раза больше амплитуды колебаний излучающей поверхности волновода.

Для упрочнения пера лопатки вентилятора был рассчитан, запроектирован и изготовлен волновод ультразвуковых колебаний (рис. 2).

Расчет собственной частоты оболочки сводился к расчету собственной частоты цилиндра, колеблющегося осесимметрично с граничными условиями, соответствующими оболочке со свободными концами.



Рис. 2. Волновод ультразвуковых колебаний

Условие резонанса для рабочего объема, имеющего многосторонний контакт с окружающим воздухом, соответствует условию образования стоячей волны в том случае, когда на открытых концах амплитуда максимальна ($A = \max$), а давление равно нулю (P = 0). Собственная частота такого рабочего объема определяется уравнением:

$$f_n = \frac{nc}{2l},$$

где n = 1, 2, 3 — порядковый номер гармоники, l — длина цилиндра.

Если имеем зазор между поверхностью волновода и оснастки односторонний, то на закрытом конце A = 0, а $P = \max$. Собственная частота равна:

$$f_n = \frac{(2n-1)c}{4l} \,. \tag{2}$$

Волновод ультразвуковых колебаний работает на изгибных волнах.

Скорость распространения изгибных волн в тонких листах является функцией частоты и для листа толщиной *d* имеем:

$$C_{\text{волны}} = \sqrt{\frac{E}{3(1-\sigma^2)\rho}},$$

где Е – модуль Юнга;

σ – коэффициент Пуассона;

ρ – плотность материала;

f – частота колебаний.

Длина изгибной волны равна:

$$\lambda_{u32} = \sqrt{\frac{2\pi Ch}{f\sqrt{12}}},\qquad(3)$$

где *С* – скорость распространения изгибных волн; *h* – толщина стенки;

f – частота колебаний.

Расчет длины хвостовика

Длина хвостовика зависит от частоты колебаний и приложенной нагрузки. Определим характер и величину нагрузки.

- 68 -

Вырежем из дна концентратора кольцо, меньший диаметр которого равен:

$$D_m = D_l + 2R$$

На этом диаметре находится начало изгибных колебаний и больший диаметр равный соответствующему первому узлу колебаний:

$$D_h = D_m + 2\lambda/8$$

Здесь λ — длина изгибной волны в материале концентратора определяемая по формуле (3).

Развернем это кольцо так, как показано на рис. 3 (это оправдано тем, что колебания осесимметричны, а прогибы малы).



Рис. 3. Модель хвостовика лопатки

Теперь получим балку, один конец которой закреплен (это соответствует нулю колебаний), а другой конец нагружен периодической возмущающей силой Fи эта сторона соответствует началу изгибных колебаний. Сосредоточенная масса определится по формуле:

$$m = 0,2l\rho bh. \tag{4}$$

Упругость балки при наибольшем отклонении в общем случае найдется по формуле:

$$D = \frac{F}{e} \int ldx \,. \tag{5}$$

Однако, т. к. величины D_m и D_b отличаются несущественно, то с достаточной точностью можно считать, что $D_b = D_m = b$. Тогда уравнение примет вид:

$$D = \frac{Ebh}{4l} \,. \tag{6}$$

При малых потерях можно считать что, если

$$D \ge 10mw^2 \,, \tag{7}$$

где w – круговая частота,

$$m \ge 10m \ge 10D/w, \tag{8}$$

то элемент является «чисто» упругим или «чисто» инерционным. Здесь *w* – круговая частота.

Для тонких оболочек ($h \le \lambda_{usc.}$) всегда соблюдается неравенство (7). Длина хвостовика *L* определится из уравнения:

$$L = \lambda \frac{\Phi}{2\pi} \,, \tag{9}$$

где λ – длина волны;

φ – угол смещения, определяется по формуле

$$\varphi = \operatorname{arctg} \frac{x_{\scriptscriptstyle H}}{w}, \qquad (10)$$

где x_{μ} — упругая нагрузка, определяемая по формуле:

$$x_{\mu} = D/w_0,$$

где *w*₀ – волновое сопротивление хвостовика:

$$w_0 = S\sqrt{\rho E}$$
,

где S – площадь поперечного сечения;

- ρ плотность материала;
- Е модуль упругости.

Определяется мощность ультразвуковых колебаний воздушной среды в рабочем объеме

$$N=FS$$
,

где *S* – площадь излучающей поверхности волновода;

F – сила взаимодействия шариков с обрабатываемой поверхностью детали:

$$F = (2\pi f)^2 4Am_{\mu\mu},$$

где *m_{uu}* — масса шариков, участвующая в деформации поверхности детали.

Кроме того, при расчете волновода необходимо учитывать параметры воздушной среды рабочего объема, обладающего большим поглощением ультразвуковых колебаний, существенно влияющих на динамику упрочнения.

Поэтому следует:

- задать величину *A* амплитуды колебаний волновода, равную амплитуде магнитострикционного преобразователя;

- определить величину амплитуды колебаний частиц среды в рабочем объеме 4*A*;

- определить колебательную скорость частиц в рабочем объеме $-2\pi f 4A$;

- определить ускорение частиц в рабочем объеме – $B = (2\pi f) 4A;$

- определить акустическую жесткость воздушной среды рабочего объема – $H = 2\pi fr c$; - определить давление воздушной среды рабочего объема — *P*=*H* 4*A*;

- определить интенсивность ультразвуковых колебаний частиц в рабочем объеме – $J = 0.5pC(2\pi f)16A$;

- определить мощность ультразвуковых колебаний воздушной среды в рабочем объеме – N = jS, где S – площадь излучающей поверхности волновода;

- определить силу взаимодействия шариков с обрабатываемой поверхностью пера лопатки – $F = (2\pi f) 4Am$, где m – масса шариков, участвующая в деформации поверхности пера лопатки.

Согласно заключениям ЦИАМ предел выносливости поверхностей деталей, изготовленных из титановых сплавов и подвергнутых упрочнению с помощью ультразвука составляет 15...25 %.

Список литературы

- Теумин И. И. Ультразвуковые колебательные системы / Теумин И. И. – М. : Машгиз, 1959. – 302 с.
- Гребенников М. А. Физика и технология упрочнения деталей в поле ультразвука / М. А. Гребенников, С. Д. Зиличихис; И. А. Стебельков // Вестник двигателестроения. – 2013. – № 1 – С. 72–74.
- Кузнецов Н. Д. Основные и сопутствующие воздействия технологических процессов / Н. Д. Кузнецов, Б. Е. Карасев. – Справочные материалы. – 1987. – С. 29; 31; 43; 46; 47; 74; 100; 128.
- Тематическая работа №420203-4-200. оперативная справка заключение ЦИАМ. М., 1987. – 3 с.

Поступила в редакцию 31.03.2014

Миленко А.О., Рожковська Е. Л., Гараненко Т. Р. Підвищення границі витривалості широкохордних лопаток вентилятора газотурбінних двигунів в полі ультразвуку

Зроблено розрахунок хвилеводу для зміцнення поверхні пера широкохордних лопаток вентилятора в полі ультразвуку. За даними розрахунку виготовлено і випробувано у роботі вищевказаний хвилевод, який стабільно працює на розрахункових параметрах.

Ключові слова: широкохордна лопатка, хвилевод, ультразвук, коливання, стояча, вигинна хвиля.

Mylenko A., Rozhkovsksaya E., Garanenko T. Increasing endurance limit of gas-turbine engines wide chord fan in ultrasonic field

Calculations of wave guide were carried out for strengthening surface of fan airfoil wide chord in ultrasonic field. Based on calculation results the above wave guide was manufactured, tested and features stable operation at design parameters.

Key words: wide-chord blade, wave guide, ultrasonic, vibrations, standing wave, flexural wave.

УДК 621.914.2

Канд. техн. наук С. И. Дядя¹, Е. Б. Козлова¹, канд. техн. наук Э. В. Кондратюк², А. В. Шевченко¹

¹Запорожский национальный технический университет, ²ГП «Ивченко-Прогресс»; г. Запорожье

КОНСТРУКЦИЯ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЙ КОНЦЕВОЙ ЦИЛИНДРИЧЕСКОЙ ФРЕЗЫ С ИЗМЕНЯЕМЫМИ УГЛАМИ ВИНТОВЫХ РЕЖУЩИХ КРОМОК

Описана конструкция и технология заточки экспериментальной концевой цилиндрической фрезы с изменяемыми углами винтовых режущих кромок.

Ключевые слова: тонкостенная деталь, фреза, концевое цилиндрическое фрезерование, винтовая режущая кромка.

За рубежом появились исследования [1], направленные на разработку новых конструкций концевых фрез повышенной виброустойчивости для обработки тонкостенных деталей на станках с ЧПУ. Идея этих разработок состоит в том, что изменением угла наклона винтовой режущей кромки – о каждого последующего зуба, можно добиться разрушения механизма самонастраивания регенеративных автоколебаний. Регенеративные автоколебания наблюдаются в широком скоростном диапазоне фрезерования (особенно при обработке тонкостенных деталей), когда на поверхности резания появляются волны, как результат взаимного отклонения маложесткой детали и концевого инструмента. При одинаковом угле наклона винтовой режущей кромки – ω, каждый последующий зуб фрезы срезает стружку не только переменной толщины, связанной с кинематикой цилиндрического фрезерования, но и переменной толщины, связанной с появлением волнистости на поверхности резания, т. е. наблюдается хорошо известный эффект – резания по предыдущему вибрационному следу.

При рассмотрении развертки поверхности резания установлено, что направление волн соответствует углу наклона винтовой режущей кромки — ω , как показано на рис. 1, *а*, причем их смещение, при резании каждым очередным зубом, при встречном фрезеровании, направлено против направления перемещения режущей кромки — *A*, а при попутном совпадает с направлением — *A* [2]. Таким образом, волны на поверхности резания после нескольких проходов зубьев с одинаковым углом наклона режущей кромки — w начинают перемещаться с определенной фазой смещения — ψ , настраивая механизм самовозбуждения автоколебаний. Но, если каждый последующий зуб фрезы будет иметь угол наклона винто-

вой режущей кромки — ω_2 , отличный от угла ω_1 у предыдущего зуба, то механизм самонастраивания автоколебаний будет нарушен и уровень их возбуждения будет намного ниже (рис. 1, δ).

Влияние уровня изменения углов наклона режущей кромки — ω на возбуждение автоколебаний при концевом цилиндрическом фрезеровании возможно исследовать экспериментально, если разработать конструкцию фрезы, у которой каждый режущий зуб можно устанавливать с различными углами — ω .

Целью настоящей статьи является описание конструкции экспериментальной концевой цилиндрической фрезы с изменяемыми углами винтовых режущих кромок — ω и метода их заточки.

В работе [2] описан экспериментальный стенд для изучения вынужденных и автоколебаний, возникающих в тонкостенной детали при ее концевом фрезеровании. Особенностью стенда является возможность раздельного изучения влияния условий стружкообразования и свойств упругой системы (УС) тонкостенной детали на особенности возбуждения колебаний. Стенд позволяет рассматривать условия свободного, прямои косоугольного цилиндрического фрезерования с различной шириной среза – **b**.

Конструкция фрезы (рис. 2) приспособлена для проведения экспериментальных исследований на этом измерительной стенде.

В корпус 1 можно устанавливать от одного до четырех режущих зубьев — 2, имеющих круглое поперечное сечение. Это позволяет поворачивать их (т. е. режущие кромки) в широком диапазоне углов наклона $\omega \pm 45^{\circ}$ по отношению к оси фрезы.

Сверху и снизу режущий зуб – 2 закрепляется винтами – 4, через свинцовые прокладки – 5.

© С. И. Дядя, Е. Б. Козлова, Э. В. Кондратюк, А. В. Шевченко, 2014

Обратная сторона режущего зуба сделана в виде конуса с углом 45°, который упирается в коническую поверхность упора – 3. Упор препятствует радиальному перемещению режущего зуба при его ударе в процессе фрезерования. По мере износа режущего зуба и его переточки, упор может перемещаться по резьбе вверх и поддерживать плотный контакт с зубом. Для предотвращения проворачивания упора – 3, предусмотрены стопорные винты – 6 и свинцовые прокладки – 5. Общий вид экспериментальной концевой 4-зубой цилиндрической фрезы с изменяемыми углами винтовых режущих кромок представлен на рис. 3.

На рис. 4 представлено приспособление для винтовой заточки режущей кромки фрезы, которое закрепляется на столе универсального станка мод. 3А64. Заточку производят кругами чашечного профиля по задней поверхности, рис. 5.



Рис. 1. Развертка поверхности резания при цилиндрическом фрезеровании с волнами регенерации:

a – расположение волн регенерации на поверхности резания и направление их перемещения при резании зубом с одинаковыми углами – ω; δ – расположение волн регенерации на поверхности резания при проходе каждого очередного зуба с различными углами ω. 1 – при встречном фрезеровании; 2 – при попутном фрезеровании.
 A – направление перемещения режущей кромки по поверхности резания


Рис. 2. Конструкция экспериментальной концевой цилиндрической фрезы с изменяемыми углами винтовых режущих кромок – ю:

1 – корпус фрезы; 2 – режущий зуб; 3 – регулируемый упор; 4 – винт для крепления зуба фрезы; 5 – свинцовая прокладка; 6 – винты для крепления упора



Рис. 4. Приспособление для заточки винтового зуба по задней поверхности:

Рис. 3. Общий вид экспериментальной концевой 4-зубой цилиндрической фрезы с изменяемыми углами винтовых режущих кромок – о







Передняя поверхность зуба фрезы плоская, с углом $\gamma = 0$, опирается на упорку — 5 и скользит по ней при качании фрезы и продольном возвратно-поступательном движении стола заточного станка. В результате этих движений формируется винтовая линия режущей кромки с одинаковым значением заднего угла α по всей ее длине.

Угол α может быть определен по формуле:

$$\alpha = \arcsin \frac{2h}{D_{\phi p}},$$

где *h* – высота опускания режущей кромки от

оси фрезы на расстоянии радиуса фрезы $\frac{D_{\phi p}}{2}$.

Величину угла — ω выставляют поворотом зуба фрезы до заточки.

Выводы

Разработаны конструкция и технология заточки экспериментальной концевой цилиндрической фрезы, позволяющей установку режущих зубьев с разным углом наклона винтовых режущих кромок — ω .

Список литературы

- Ahmad Yusoff Optimisation of variable helix end milling tools. (The Univercity or Shefield), PhD,22/09/2010. - 204 p.
- Логоминов В. А. Формирование шероховатости обработанной поверхности при концевом цилиндрическом фрезеровании тонкостенных элементов деталей : дис. ... кандидата техн. наук : 05.03.01 / Логоминов Виктор Алексеевич. – Запорожье, 2013. – 226 с.

Поступила в редакцию 22.04.2014

Дядя С.І., Козлова О.Б., Кондратюк Е.В., Шевченко А.В. Конструкція експериментальної кінцевої циліндричної фрези із зминюваними кутами гвинтових різальних кромок

Описана конструкція і технологія заточування експериментальної кінцевої циліндричної фрези із змінюваними кутами гвинтових різальних кромок.

Ключові слова: тонкостінна деталь, фреза, кінцеве циліндричне фрезерування, гвинтова різальна кромка.

Diadia S., Kozlova Ye., Kondratjuk E., Shevchenko A. Construction of experimental endcapping cylindrical milling cutter with changeable corners of spiral cutting edges

A construction and technology of sharpening of experimental end-capping cylindrical milling cutter are described with the changeable corners of spiral cutting edges.

Key words: the thin-walled detail, milling cutter, end-capping cylindrical milling, spiral cutting edge.

УДК 621.74.045:669.046.516

Д-р техн. наук А. Я. Качан¹, канд. техн. наук Н. А. Лысенко², А .С. Дудников³, С. А. Уланов¹

¹Запорожский национальный технический университет, ²АО «Мотор Сич», ³Авиационный колледж им. А. Г. Ивченко; г. Запорожье

КАЧЕСТВО ОТЛИВОК РАБОЧИХ ЛОПАТОК ТУРБИНЫ, МОДИФИЦИРОВАННЫХ НАНОЧАСТИЦАМИ ТУГОПЛАВКИХ СОЕДИНЕНИЙ И ОБРАБОТАННЫХ ГИП

Рассмотрено влияние наночастиц карбонитрида титана и последующих ГИП и термообработки на качество отливок рабочих лопаток турбины за счет повышения стабилизации структурной однородности сплава.

Ключевые слова: лопатка, модифицирование, горячее изостатическое прессование, структурная однородность, микроструктура, термообработка, наночастицы, карбонитрид титана.

Введение

Широкое применение при изготовлении рабочих лопаток турбины газотурбинных двигателей (ГТД) и энергетических установок получили жаропрочные никелевые сплавы [1].

Перспективным направлением повышения эксплуатационных характеристик рабочих лопаток турбины является модифицирование жаропрочных никелевых сплавов наночастицами тугоплавких соединений [2].

Эффективным способом повышения качества отливок деталей из жаропрочных никелевых сплавов является горячее изостатическое прессование (ГИП), сущность которого состоит в всестороннем сжатии отливок газами при высоких температурах [3].

Поэтому важным является исследование влияния комбинированных технологий на качество отливок рабочих лопаток турбины из жаропрочных никелевых сплавов, включающих модифицирование расплава наночастицами тугоплавких соединений и последующее горячее изостатическое прессование и термообработку.

Цель работы — оценка влияния комбинированной технологии на качество отливок рабочих лопаток турбины из жаропрочного никелевого сплава.

Объект исследования – отливки рабочих лопаток турбины вентилятора 2-й ступени из жаропрочного никелевого сплава ЖС3ДК-ВИ.

Методы исследований

Исследования проводились на заготовках-отливках рабочей лопатки 2-й ступени вентилятора из жаропрочного никелевого сплава ЖСЗДК-ВИ после выполнения следующих технологических операций: 1. Модифицирование карбо-нитридными частицами титана (в виде таблеток Ti[Ti(C,N)]) с последующей обработкой горячим изостатическим прессованием;

 После газостатической обработки без проведения операции модифицирования карбонитридом титана;

3. Термообработка отливок лопаток после ГИП проводилась по стандартному режиму (гомогенизация при температуре 1210^{+15} °C в течение 3,5 часов с охлаждением на воздухе).

Процесс горячего изостатического прессования проводили по следующему режиму:

- начальное давление в СВД – 25 МПа;

- нагрев от комнатной температуры до T =

 $= 950 \pm 10$ °C со скоростью 8 °C/мин;

- выдержка при температуре 950±10 °С – 1 час;

- нагрев до температуры 1210±10 °С со скоростью – 4 °С/мин;

- выдержка при температуре 1210±10 °С - 3 часа;

- давление в СВД при температуре 1210 °С – 160 МПа;

 при охлаждении отливок использовалась функция быстрого охлаждения в аргоне.

Макроструктуру выявляли методом химического травления в реактиве, состоящем из 80 % HCl и 20 % H_2O_2 .

Результаты исследований и их обсуждение

Химический состав лопаток турбины, отлитых из сплава ЖС3ДК-ВИ, после ГИП (как без присадки модификатора, так и модифицированных карбонитридом титана Ti[Ti(C,N)]), соответствовал требованиям ОСТ1.90.126-85, табл. 1.

© А. Я. Качан, Н. А. Лысенко, А.С. Дудников, С. А. Уланов, 2014

Состояние					Содержа	ние элеме	нтов, %				
материала лопатки	С	Cr	Co	W	Al	Ti	Мо	Fe	Si	Mn	S
ГИП (без присадки Ti[Ti(C,N)])	0,08	11,5	9,76	4,38	4,50	2,59	4,02	0,20	0,06	<0,4	0,003
ГИП + Ti[Ti(C,N)]	0,09	11,64	9,76	4,47	4,52	2,69	4,00	0,18	0,07	<0,4	0,003
Нормы ОСТ190126-85	0,06- 0,11	11,0- 12,5	8,0- 10,0	3,8- 4,5	4,0- 4,8	2,5- 3,2	3,8- 4,5	≤ 2,0	≤ 0,4	≤ 0,4	≤ 0,015

Таблица 1 — Химический состав лопаток турбины из сплава ЖС3ДК-ВИ, после ГИП без пересадки модификатора и модифицированных карбонитридом титана Ti[Ti(C,N)]

Макроструктура газостатированных лопаток турбины без модифицирования, а также с присадкой модификатора на поверхности и в сечениях пера и хвостовика представлена на рис. 1.

Величина макрозерна в пере лопатки турбины, отлитой с присадкой Ti[Ti(C,N)], в ~ 6 раз меньше, чем без присадки (см. рис. 1, табл. 2).

В хвостовой части уменьшение размера макрозерна модифицированных лопаток в сравне-

нии с серийной лопаткой незначительно и составляет $\approx 30 \%$.

В макроструктуре хвостовика отливки серийной лопатки у поверхности наблюдаются кристаллы, вытянутые в направлении отвода тепла при кристаллизации, а в пере лопатки — равномерная по сечению равноосная структура (см. рис. 1, *a*).

В пере и хвостовике модифицированной лопатки проявляется равномерная по сечению равноосная структура (см. рис. 1, *б*).



б – с присадкой Ті[Ті(С,N)]

Рис. 1. Макроструктура заготовок-отливок газостатированных рабочих лопаток турбины вентилятора 2-й ступени, отлитых по серийной технологии (*a* – без модифицированияТі[Ті(C,N)]), а также модифицированных Ti[Ti(C,N)] (*б*)

Величина макрозерна в пере и хвостовике немодифицированной лопатки примерно одинакова и составляет 2,0...4,5 мм (см. табл. 2).

В лопатке, модифицированной Ti[Ti(C,N)], размер зерна в пере в ~ 4 раза меньше, чем в хвостовой части (см. табл. 2).

При люминесцентном контроле методом ЛЮМ1-ОВ на поверхности пера лопаток выявлены точечные свечения.

Металлографическим исследованием в местах с наличием точечных свечений люминофора обнаружены поверхностные дефекты в виде соровых раковин и плен, проникающих в глубину: в лопатке без присадки модификатора – до 27 мкм, а в лопатке с присадкой Ti[Ti(C,N)] – до 14 мкм (рис. 2).

Люминесцентный контроль методом ЛЮМ1-OB в осевом сечении хвостовика и поперечном сечении пера лопаток после ГИП показал, что как в немодифицированной так и после модифицирования, точечное свечение люминофора, характерное для микропористости и усадочной рыхлости отсутствуют. ГИП способствует «залечиванию» пор и рыхлот. Размер выявленных после ГИП единичных микропор в хвостовой части лопаток составляет ~ 5 мкм без присадки и ~ 4 мкм с присадкой Ti[Ti(C,N)] (рис.3).

В пере лопаток после ГИП микропоры не обнаружены.

В немодифицированных лопатках, отлитых из сплава ЖСЗДК-ВИ, наряду с карбидами типа MeC, имеющими глобулярную морфологию, в междентритных пространствах и на границах зерен наблюдается выделение эвтектических карбидов в виде пластин (типа Me₆C), так называемых «китайских иероглифов» (рис. 4).



Состояние сплава	Инд. номер лопатки	Место измерения	Размер макрозерна, мм	Зона столбчатых кристаллов, мм
ГИП (без присадки	470	перо	2,04,5 (ед. до 7)	-
модификатора)	479	хвостовик	2,04,5 (ед. до 7)	до 7
$\mathbf{F}\mathbf{H}\mathbf{I} + \mathbf{T}\mathbf{i}\mathbf{T}\mathbf{i}\mathbf{C}\mathbf{N}\mathbf{N}\mathbf{I}$	102	перо	0,41,0	-
$\Gamma I \Pi + \Pi [\Pi (C, N)]$	403	хвостовик	0,93,5	-





Рис. 2. Соровые раковины и плены на поверхности отливок газостатированных лопаток турбины, отлитых (*a*) – без Ti[Ti(C,N)], а также модифицированных Ti[Ti(C,N)] (*δ*), × 500



Рис. 3. Микропористость в хвостовой части отливок лопаток турбины после ГИП: *a* – лопатка турбины без присадки Ti[Ti(C,N)]; *б* – лопатка турбины с присадкой Ti[Ti(C,N)]

Модифицирование сплава Ti[Ti(C,N)] способствует изменению морфологии первичных карбидов (типа Me_6C), которые приобретают более благоприятную форму. Наблюдается дробление пластин эвтектических карбидов. При этом как в хвостовой части, так и в пере модифицированных лопаток имеются небольшие участки с наличием эвтектических карбидов пластинчатой морфологии (рис. 5, табл. 3). Кроме того, в модифицированных лопатках карбиды и карбонитриды равномерно распределены в объеме металла.

Микроструктура лопатки после ГИП (без присадки карбонитрида титана) представляет собой γ твердый раствор с наличием интерметаллидной γ' - фазы, карбидов и небольшого количества карбонитридов и соответствует сплаву ЖСЗДК—ВИ в нормально термообработанном состоянии (рис. 6).



Рис. 4. Морфология карбидов и карбонитридов в пере (*a*, *б*) и хвостовике (*s*, *г*) отливки лопатки турбины после ГИП без присадки Ti[Ti(C,N)]



Рис. 5. Морфология карбидов и карбонитридов в пере (*a*, *б*) и хвостовике (*b*, *c*) отливки лопатки турбины с присадкой Ti[Ti(C,N)]

Состояние материала		Размеры структурных составляющих, мкм						
		ка	рбиды					
		глобулярные типа МС	эвтектические (пластинчатые) типа M ₆ C	нитриды	микропоры	осями дендритов 2-го порядка		
ГИП (без присадки модификатора)	перо	25	535	практически отсутствуют	-	2540		
	хвостовик	315	785	≈ 4	единичные до 5	5070		
ГИП Ti[Ti(C,N)]	перо	0,754	415	≈ 2	_	712		
	хвостовик	210	560	до 9	единичные	4560		

Таблица 3 – Параметры структурных составляющих в газостатированных лопатках турбины из сплава ЖСЗДК-ВИ (до и после модифицирования)



Рис. 6. Микроструктура отливки лопатки турбины после ГИП без присадки Ті [Ti(C,N)]: *a*, *б* – перо; *в*, *г* – хвостовик

Модифицирование сплава Ti[Ti(C,N)] приводит к измельчению дендритной структуры (в особенности в пере) (рис. 7).

При этом уменьшается размер дендритной ячейки, а также расстояние между осями дендритов второго порядка (см. табл. 3).

Установлено, что расстояние между осями дендритов второго порядка, а также размер карбидов в пере лопаток меньше, чем в хвостовике (см. табл. 3):

- в немодифицированной лопатке — в 2...2,5 раза;

- в модифицированной лопатке — в 4...5 раз. Микроструктурное состояние в местах «залечивания» микропор и рыхлоты усадочного характера показано на рис. 8.

Установлено, что термообработка по стандартному режиму (1210 °C, 3,5 часа) после ГИП способствует практически полной перекристаллизации упрочняющей интерметаллидной γ' - фазы, заключающейся в растворении в γ матрице фазы γ' и повторном ее выделении в виде дисперсных частиц кубической морфологии с наличием небольшого количества скоагулированной интерметаллидной γ' - фазы, что приводит к повышению структурной однородности сплава и релаксации напряжений в процессе ГИП.

Выводы

1. Качество материала отливок рабочих лопаток 2-ой ступени турбины вентилятора, отлитых из сплава ЖСЗДК-ВИ, модифицированного наноразмерными частицами карбонитрида титана в виде таблеток Ti[Ti(C,N)] после обработки методом горячего изостатического прессования отвечает требованиям ОСТ1.90.126-85.



Рис. 7. Микроструктура отливки лопатки турбины после ГИП с присадкой Ті [Ti(C,N)]: а, б – перо; в, е – хвостовик



Рис. 8. Зона «залечивания» микропор (a) и рыхлоты (б) в материале отливок лопаток турбины после ГИП, × 1000

2. В процессе горячего изостатического прессования при температуре 1210 °С и давлении 160 МПа происходит «залечивание» микропор и рыхлот, не выходящих на поверхность деталей (располагающихся во внутренних объемах металла). Уменьшение размеров и количества микропор в материале лопаток после ГИП способствует стабилизации структуры, а, следовательно, и свойств материала.

3. Модифицирование сплава Ti[Ti(C,N)] приводит к измельчению дендритной структуры (в особенности в пере). При этом уменьшается размер дендритной ячейки, а, следовательно, и расстояние между осями дендритов второго порядка.

4. Микроструктура материалов исследуемых отливок рабочих лопаток ТВ после ГИП соответствует шкале микроструктур, утвержденной ВИАМ. Структуры, характерные для перегретого состояния в материале рабочих лопаток турбины, прошедших операцию ГИП, не выявлены.

5. Термообработка по стандартному режиму (гомогенизация при температуре 1210 °C, 3,5 часа)

после газостатирования способствует повышению структурной однородности сплава и релаксации напряжений, наведенных в процессе ГИП.

Список литературы

- Каблов Е. Н. Литые лопатки газотурбинных двигателей (сплавы, технология, покрытия) / Каблов Е. Н. – М. : МИСиС. – 2001 – 632 с.
- Изготовление заготовок рабочих лопаток турбины ГТД из жаропрочных никелевых сплавов на основе применения нанотехнологий / [Замковой В. Е., Качан А. Я., Дудников А. С., Калинина Н.Е. и др.] // Вестник двигателестроения. – 2008. – № 1. – С. 40–46.
- Влияние горячего изостатического прессования и термообработки на структуру и свойства отливок из жаропрочного никелевого сплава / [Жеманюк П. Д., Клочихин В. В., Лысенко Н. А., Наумик В. В.] // Вестник двигателестроения. 2013. № 1. С. 109–115.

Поступила в редакцию 11.02.2014

Качан О.Я., Лисенко Н.О., Дудніков О.С., Уланов С.О. Якість виливків робочих лопаток турбіни модифікованих наночастинками тугоплавких сполук та оброблених ГІП

Розглянуто вплив наночастинок карбонітриду титану і наступних ГІП та термообробки на якість виливків робочих лопаток турбіни за рахунок підвищення стабілізації структурної однорідності сплаву.

Ключові слова: лопатка, модифікування, гаряче ізостатичне пресування, структурна однорідність, мікроструктура, термообробка, наночастинка, карбонітрид титану.

Kachan A., Lysenko N., Dudnikov A., Ulanov S. Quality of turbine rotor blade castings modified with high-melting compound nanoparticles and processed by hot-isostatic pressing

This paper considers the effect of titanium carbonitride nanoparticles and subsequent hot isostatic pressing and heat treatment on quality of turbine rotor blade castings due to improvement of alloy compositional homogeneity stabilization.

Key words: blade, modification, hot isostatic pressing, compositional homogeneity, microstructure, heat treatment, nanoparticles, titanium carbonitride.

УДК 621.914.1

Д-р техн. наук Ю. Н. Внуков¹, А. И. Гермашев¹, канд. техн. наук Э. В. Кондратюк², канд. техн. наук В. Ф. Мозговой³, канд. техн. наук К. Б. Балушок³

¹ Запорожский национальный технический университет, ² ГП «Ивченко-Прогресс», ³ АО «Мотор Сич», г. Запорожье

ВЛИЯНИЕ ПРИМЕНЕНИЯ ВЯЗКОУПРУГИХ ДЕМПФИРУЮЩИХ СРЕД НА ЭФФЕКТИВНОСТЬ И КАЧЕСТВО КОНЦЕВОГО ФРЕЗЕРОВАНИЯ ТОНКОСТЕННЫХ ДЕТАЛЕЙ

На основании экспериментальных данных показаны закономерности влияния вязкоупругих демпфирующих сред, применяемых для финишного фрезерования моноколес ГТД на ведущих предприятиях отрасли, на эффективность и размерную точность удаления назначенного припуска при финишном концевом фрезеровании.

Ключевые слова: вязкоупругая демпфирующая среда, тонкостенная деталь, встречное фрезерование, попутное фрезерование, эффективность обработки, обработанная поверхность.

В авиакосмической отрасли широко применяются детали, имеющие тонкостенные элементы, которые получают путем концевого фрезерования на современных станках с ЧПУ, например. лопатки осевых и центробежных моноколес. Обработка таких деталей, ввиду их невысокой жесткости, приводит не только к появлению вибраций, ухудшающих шероховатость обработанной поверхности, но и к значительному снижению размерной точности. Из-за упругой деформации детали, установленный припуск снимается не полностью, приводя к отклонениям формы и расположения номинального профиля. Одним из эффективных технологических приемов гашения вибраций и уменьшения упругих деформаций детали во время финишной обработки является применение вязкоупругих демпфирующих сред (ВДС), заполняющих межлопаточное пространство моноколес.

Целью настоящей статьи является установление закономерностей влияния свойств ВДС, применяемых на ведущих предприятиях отрасли, на эффективность и размерную точность удаления назначенного припуска при финишном концевом фрезеровании.

На рис. 1 приведена схема исследования влияния ВДС на процесс концевого фрезерования тонкостенной детали. Принципиальной особенностью этой схемы является возможность разделения зоны обработки и упругой системы (УС) тонкостенной детали. Такой подход позволяет раздельно рассматривать процессы силового воздействия в зоне обработки — 6 от различных условий резания, при одинаковых статических и динамических характеристиках УС детали. И наоборот, оценивать влияние изменения статических и динамических характеристик УС детали при неизменных условиях резания. На рис. 1 показана рабочая часть устройства «межлопаточная





© Ю. Н. Внуков, А. И. Гермашев, Э. В. Кондратюк, В. Ф. Мозговой, К. Б. Балушок, 2014

ячейка» [1], моделирующего лопаточную решетку моноколеса ГТД. Устройство «межлопаточная ячейка» состоит: из двух составных частей, каждая из которых содержит пластину – 2, имитирующую соседнюю лопатку. Между этими частями приспособления устанавливается упругий элемент – пластина – 1, имитирующая УС лопатки во время ее обработки. На пластине – 1 закрепляется образец из обрабатываемого материала – 4, виброперемещение – Δ которой измеряется индуктивным датчиком – 5. Технологическая часть устройства – 8 крепится к измерительному стенду с массивным основанием. Благодаря такой конструкции устройства появляется возможность заполнения пространства между пластинами различными демпфирующими средами – 3. Изменением размеров пластины (LЧВЧh) можно моделировать различные статические и динамические свойства тонкостенной детали.

При фрезеровании, в результате действия силы отжима P_{om} со стороны фрезы, происходит перемещение образца — 3, величину которого измеряют датчиком перемещения — 2 по изменению зазора — Δ .

Режим обработки задается числом оборотов шпинделя n [об/мин], величиной снимаемого припуска – t [мм], шириной фрезерования b [мм], а также величиной и направлением (встречное или попутное) подачи $S_{_{MUH}}$ [мм/мин].

Для измерения фактического объема удаленного припуска и профиля обработанной поверхности образца, разработано устройство, показанное на рис. 2. Основание устройства — 1 жестко закреплено на вертикальной стойке фрезерного станка недалеко от зоны фрезерования. На основании 1 жестко закреплены индикаторные часы (ИЧ-10), у которых имеется наконечник с радиусом r = 0,05 мм — 3 для контакта с обрабатываемой и обработанной поверхностью и пяточка — 2. Индуктивный датчик жестко закреплен на основании 1, он позволяет с высокой точностью записывать профиль обработанной поверхности образца (при продольном перемещении стола) и определять реальный объем удаленного при фрезеровании припуска.

На рис. 5, *а* приведена методика оценки размерной точности обработки (в соответствии с ГОСТ 24642-81). В основу нормирования положен принцип прилегающей прямой, которая имеет форму номинального профиля (прямой), расположена вне материала детали так, чтобы отклонение от нее наиболее удаленной точки реального профиля в пределах нормируемого участка имело минимальное значение. Оценку точности проводят по двум критериям: отклонению от прямолинейности в плоскости EFL и отклонению формы заданного профиля ECL.

Отклонение от прямолинейности в плоскости *EFL* — это наибольшее расстояние от точек реального профиля до прилегающей прямой в пределах нормируемого участка.

Отклонение формы заданного профиля ECL — это наибольшее отклонение точек реального профиля от номинального профиля, определяемое по нормали к номинальному профилю в пределах нормируемого участка.

Объем фактического удаленного припуска отличается от его теоретического значения, т. к. тонкостенная деталь имеет невысокую жесткость



Рис. 2. Схема устройства для измерения удаленного припуска и профиля обработанной поверхности: 1 – основание устройства; 2 – пяточка; 3 – наконечник; 4 – УС тонкостенной детали (пластина); 5 – фреза; t – припуск на обработку

и под действием силы резания упруго отклоняется.

Теоретическую производительность обработки Q_{τ} , равную удалению всего объема установленного припуска в единицу времени, можно рассчитать по формуле (1):

$$Q_T = b \cdot t \cdot S_{_{MUH}}, \qquad (1)$$

где b — ширина образца, мм;

t – припуск, мм;

*S*_{мин} – минутная подача, мм/мин.

Измерив фактический объем удаленного припуска можно определить фактическую производительность Q_{d} . Отношение (2) показывает эффективность удаления припуска при фрезеровании тонкостенной детали в процентах (%):

$$\Theta_{\phi} = \frac{Q_{\phi} \cdot 100}{Q_{T}}.$$
 (2)

Экспериментальные исследования проводили при следующих условиях:

а) ВДС, которые применялись для исследования;

В данной работе использовалось 2 ВДС: межлопатосная среда ОАО «МОТОР СИЧ» (МСМС) и межлопатосная среда ГП «Ивченко-Прогресс» (МСИП). В качестве сравнения эксперименты проводили без демпфирующей среды (на воздухе).

Параметры жесткости *j*, [Н/мм]; частоты собственных колебаний (ЧСК) f, [Гц] и логарифмического декремента затухания колебаний δ УС тонкостенной детали приведены в таблице 1. Методики определения характеристик УС тонкостенной детали описаны в работе авторов [2].

УС тонкостенной детали является пластина с размерами (80×60×4) из Стали 65Г (HRC 60).

б) Оборудование – универсально фрезерный станок модели FWD - 32J;

в) Инструмент - концевая 3-зубая фреза CANELA D20 Z3 со сменными многогранными неперетачиваемыми пластинками из твердого сплава APKT100305PDER JC8050 фирмы Dijet. В эксперименте устанавливался 1 режущий зуб. Вместо двух других зубьев устанавливали равные по весу свинцовые грузики, обеспечивающие балансировку фрезы. Геометрия режущего зуба: $\gamma = 6$ °, $\alpha = 11$ °, $\lambda = -10$ °.

г) Образец из обрабатываемого материала размером 50×20×2 (Ст.3кп ГОСТ 380-2005).

д) Режимы фрезерования:

- скорость вращения шпинделя от n = 224 до 1800 об/мин;

- продольная подача стола от $S_{_{MUH}} = 11,2$ до 90мм/мин;

подача на зуб S_z = 0,05 мм/зуб;
ширина среза b = 2мм;

- глубина фрезерования (припуск) t = 0,5мм;

- направление подачи - встречное и попутное;

- условие резания - свободное, косоугольное.

Результаты измерения эффективности удаления припуска, размерной точности, а также профилограммы обработанной поверхности, в зависимости от применяемой ВДС, скорости вращения шпинделя и направления подачи (встречное или попутное), приведены на рис. 3-7.

Для тонкостенных деталей эффективность удаления припуска при финишных операциях является очень существенной характеристикой, по которой ведут коррекцию величины глубины фрезерования для достижения необходимой точности обработки.

Если за 100 % принять полностью удаленный припуск на обработку (т. е. теоретический объем), то по результатам измерения фактически удаленного припуска видно (рис. 3), что эта характеристика для всех рассмотренных сред и условий резания, как правило, не достигает 100 % уровня. Причем, на величину эффективности удаления припуска оказывает влияние наличие ВДС, ее вид, скорость вращения шпинделя (фрезы) и направление подачи (встречное, попутное). Оценка эффективности удаления припуска без применения ВДС показывает, что при увеличении скорости вращения шпинделя от n = 224 об/мин до n = 1800 об/мин величина фактически удаленного объема припуска увеличивается и при максимальных оборотах достигает значений для встречного 91,3 %, а для попутного – 53,1%.

При использовании МСМС происходит значительное увеличение жесткости (в 3,6 раза), а также изменение динамических характеристик: увеличение ЧСК (более, чем в 3,2 раза) и декремента затухания собственных колебаний (в 2,4

Таблица 1 – Характеристики УС тонкостенной детали с применением различных ВДС

Характеристики УС детали	Без ВДС	МСИП	МСМС
Жесткость ј, Н/мм	228	317,7	820,5
Частота <i>f</i> , Гц	264	468,8	859,4
Логарифмический декремент затухания колебаний δ	0,091	0,46	0,22

раза). Эти изменения резко улучшают уровень эффективности обработки. Эффективное удаление припуска в условиях встречного фрезерования начинается уже при n = 560 об/мин и составляет 78,1 %, в то время как, это значение без введения ВДС находится на уровне 43%. При n == 1800об/мин МСМС способствует эффективности обработки равной 94,3 %, а в условиях попутного фрезерования 71,5%.

Применение МСИП также способствует увеличению жесткости (в 1,6 раза) и изменению динамических характеристик: увеличение ЧСК (более чем в 1,7 раза) и значительному увеличению декремента затухания свободных колебаний (в 5 раз). При этом эффективное удаление припуска в условиях встречного фрезерования начинается уже при n = 224 об/мин и составляет 84,2 %, а при n = 1800 об/мин $\mathcal{P}_{dp} = 97,5$ %. Для попутного фрезерования эффективность обработки находится в пределах 55 % на всем скоростном диапазоне. Во всех случаях эффективность снятия припуска при встречном фрезеровании выше, чем при попутном.

Возможность профилографирования обработанной поверхности непосредственно на станке до и после фрезерования (без снятия образца) позволяет определить точность обработки по характеристикам отклонения от прямолинейности в плоскости EFL и отклонения формы заданного профиля ECL. На рис. 4 приведены результаты измерения отклонения от прямолинейности в плоскости EFL при использовании различных ВДС в условиях широкого изменения скорости вращения шпинделя и различного направления подачи.

При фрезеровании без применения ВДС наблюдается следующая закономерность изменения параметра EFL (рис. 4). До скоростей n = 900 об/мин значение EFL для встречного фрезерования выше, чем попутного. При увеличении скоростей выше n = 900об/мин значение EFL для встречного



Рис. 3. Эффективность удаления припуска при использовании различных ВДС

фрезерования резко снижается и до скоростей n = 1800об/мин остается значительно ниже, чем для попутного. Это явление подробно изучено в работе [3], где показано, что при концевом фрезеровании тонкостенных деталей, помимо вынужденных колебаний, связанных с входом и выходом зуба фрезы в припуск, в определенном скоростном диапазоне возникают регенеративные автоколебания. Природа этих колебаний связана с появлением волнистости на поверхности резания. Поэтому к переменной толщине среза, характерной для цилиндрического фрезерования, добавляется дополнительное изменение толщины среза, связанное с регенерацией, т. е. резанием по вибрационному следу от предыдущего прохода зуба. Скоростной диапазон и интенсивность регенеративных колебаний при встречном и попутном фрезеровании неодинаковы.

При использовании ВДС явно выраженные регенеративные колебания наблюдаются только при встречном фрезеровании, однако, ввиду увеличения жесткости системы волнистость обра-

ботанной поверхности на этих режимах, по сравнению с волнистостью без применения ВДС, значительно ниже (рис. 5). Это способствует значительному уменьшению параметра EFL при использовании ВДС, особенно это касается применения МСМС, которая способствует стабильно низкому значению EFL на всех режимах попутного фрезерования, и низкому, постепенно уменьшаемуся с увеличением скорости значению EFL при встречном фрезеровании (при n = 1800 об/мин EFL = 0,02 мм). Применение МСИП способствует средним, постепенно увеличивающемся значениям параметра EFL. Это связано с тем, что увеличение частоты колебаний и недостаточное увеличение жесткости расширяет скоростной диапазон появления регенеративных колебаний и на участках наименьшего действия ВДС (участки контакта ВДС с окружающей средой, т.е. при фрезеровании участки вначале и в конце образца) могут наблюдаться регенеративные колебания и на высоких скоростях.



Рис. 4. Отклонение от прямолинейности в плоскости EFL при использовании различных ВДС



Рис. 5. Измерение объема удаленного припуска и профиля обработанной поверхности при n = 710 об/мин

Датчик перемещений – 5 (см. рис. 1) позволяет получать осциллограммы регенеративных колебаний при срезании припуска каждым зубом фрезы и определять скоростные зоны и интенсивность их появления. При фрезеровании без ВДС при встречном фрезеровании регенеративные колебания появляются в зоне скоростей от n = 560 об/мин до n = 1120 об/мин, а при попутном от n = 710 об/мин до n = 1400 об/мин. При использовании МСМС регенеративные колебания наблюдаются только при встречном фрезеровании в диапазоне от n = 710 об/мин до n = 1400 об/мин. МСИП характеризуется появлением регенеративных колебаний также при встречном фрезеровании, но в очень широком скоростном диапазоне от n = 224 об/мин до n = 1400 об/мин, а также появлением нерегулярных колебаний в зоне наименьшего действия смеси при *n* = 1800 об/мин.

На рис. 5 приведены профилограммы обработанной поверхности для различных схем УС детали при скорости *n* = 710 об/мин.

При встречном фрезеровании наблюдаются регулярные волны на обработанной поверхности, причем частота и амплитуда волн зависит от применяемой ВДС. Высокая частота и малая амплитуда наблюдается при использовании сред, причем с увеличением жесткости системы (применение MCMC) амплитуда уменьшается. Низкая частота волн на обработанной поверхности наблюдается при обработке без применения ВДС. Здесь необходимо отметить, что волны регенерации на поверхности резания возникают с частотой близкой к ЧСК для каждой схемы УС детали, а одна волна на обработанной поверхности (показанная на рис. 5) формируется в результате большого количества резов зубом фрезы. Регенеративные колебания на поверхности резания имеют зависимость при встречном фрезеровании и их можно разделить на две группы: колебания, которые возникают на подъеме волны обработанной поверхности и на спаде. Этот процесс периодичен, что подтверждается профилем обработанной поверхности. Установление более точных связей волн регенерации на поверхности резания и волн рельефа на обработанной поверхности требует специального рассмотрения.

На рис. 5 (δ , e, e) показаны профили обработанной поверхности для аналогичных условий фрезерования, но при попутном направлении подачи. Они отличаются по виду. Здесь отсутствует ярко выраженная для встречного фрезерования волнистость. Однако исследования [3] показали, что при попутном фрезеровании без применения ВДС также наблюдается появление регенеративных колебаний на поверхности резания, но с более высокой частотой и меньшей амплитудой. Использование сред способствует уменьшению регенеративных колебаний, причем, если при применении МСИП можно наблюдать незначительные регенеративные колебания лишь на некоторых участках и при отдельных скоростях, то с MCMC регенеративные колебания отсутствуют на всем исследуемом скоростном диапазоне. Такой эффект требует дальнейших рассмотрений.

Различия в механизмах возбуждения регенеративных колебаний при встречном и попутном фрезеровании связаны с различными условиями срезания припуска каждым зубом от нуля до максимума для встречного и наоборот для попутного, а также направлением силы резания при одинаковых толщинах среза [3].

На рис. 6 приведены профилограммы обработанной поверхности для различных схем УС детали при скорости n = 1800 об/мин. С повышением скорости вращения *n* регенеративные колебания вырождаются и УС тонкостенной детали продолжают раскачивать только вынужденные колебания, связанные со входом и выходом зуба фрезы. Только при использовании МСИП наблюдается отдельный участок появления регенерации, связанный с расширением скоростного диапазона регенеративных колебаний ввиду соотношения параметров частоты и жесткости УС тонкостенной детали. Ранее установлено [3], что при высоких скоростях вращения *n* при входе каждого следующего зуба деталь еще имеет затухающие колебания с собственной частотой УС от выхода предыдущего зуба. Увеличение логарифмического декремента затухания колебаний, которое обеспечивают ВДС, способствует быстрейшему успокоению системы после возбуждения зубом фрезы, и, как следствие, снятию припуска с покоящейся детали, что способствует улучшению качества поверхности. Такие условия обработки МСИП способна обеспечить на более высоких скоростях, чем МСМС, так как обладает более чем в 2 раза большим декрементом. При попутном фрезеровании для всех схем наблюдаются бо́льшие объемы несрезанного припуска по сравнению со встречным и бо́льшая высотная неоднородность.

Отклонение формы заданного профиля ECL реального рельефа обработанной поверхности от его номинального уровня для всех схем УС тонкостенной детали при встречном фрезеровании значительно ниже, чем при попутном (рис. 7). Это связано в первую очередь с эффективностью удаления припуска. При встречной схеме фрезерования отклонение формы заданного профиля ECL уменьшается, если УС тонкостенной детали вышла из скоростного диапазона появления регенеративных колебаний, а при попутной — увеличивается, что вызвано появлением волны на профиле обработанной поверхности на участке выхода фрезы из образца.



Рис. 6. Измерение объема удаленного припуска и профиля обработанной поверхности при n = 1800 об/мин



Рис. 7. Отклонение формы заданного профиля ECL при использовании различных ВДС

Выводы

1. Закономерности удаления припуска, формирование точности и шероховатости обработанной поверхности при концевом фрезеровании тонкостенных деталей существенно отличается от обработки массивных деталей. Эти отличия обусловлены недостаточной жесткостью тонкостенных деталей, приводящие к ее упругим отжатиям и появлению вынужденных и автоколебаний.

2. Рассмотренные ВДС способствуют изменению статических и динамических характеристик УС тонкостенной детали. Наблюдаются общие закономерности их влияния: увеличение жесткости, ЧСК и логарифмического декремента затухания колебаний. Однако, в зависимости от применяемой ВДС, изменение характеристик УС тонкостенной детали происходит в различных пропорциях. Экспериментальные исследования показали, как определенное соотношение статических и динамических характеристик рассмотренных ВДС, влияет на формирование профиля обработанной поверхности.

3. Общие тенденции изменяемых характеристик УС тонкостенной детали при введении ВДС способствуют: увеличению эффективности удаления припуска, снижению параметров отклонения формы заданного профиля ECL и отклонения от прямолинейности в плоскости EFL, снижению параметра шероховатости поверхности Ra.

4. Для всех рассмотренных случаев (использование МСИП, МСМС, а также фрезерование без ВДС) имеются общие закономерности, такие как: появление регулярной волнистости при встречном фрезеровании в скоростной зоне возбуждения регенеративных колебаний, а так же влияние направления подачи (встречное, попутное) на эффективность удаления припуска и характеристики точности обработки.

5. Результаты исследований показывают, что эффективность удаления припуска без использования ВДС при встречном фрезеровании значительно выше, чем при попутном и с увеличением скорости вращения шпинделя от n = 224 об/мин до n == 1800 об/мин изменяется в диапазоне от 6,6 % до 91,3 %. При попутном фрезеровании в аналогичных условиях эффективность снятия припуска изменяется от 12,9 % до 53,1 %. Таким образом, при фрезеровании без применения ВДС высокие значения эффективности обработки достигаются лишь на высоких скоростях вращения шпинделя, когда вынужденные колебания максимальные, что негативно сказывается на качестве поверхности.

6. Применение МСМС способствует значительному увеличению эффективности обработки по сравнению с обработкой без ВДС. При встречном фрезеровании $\hat{\mathcal{P}}_{\phi} = 51,4$ % при n = 560 об/мин и увеличивается до $\hat{\mathcal{P}}_{\phi} = 94,3$ % при n = 1800 об/мин, эти же значения при попутном фрезеровании изменяются в диапазоне от \mathcal{P}_{ϕ} =41,4 % до \mathcal{P}_{ϕ} = 71,5%. Применение МСИП способствует более стабильным показателям эффективности обработки при изменении скорости вращения шпинделя, чем МСМС. При встречном фрезеровании $\partial_d =$ = 84,2 % при n = 224 об/мин и увеличивается до $\mathcal{P}_{d} = 97,5\%$ при n = 1800 об/мин. Эффективность обработки с применением МСИП при попутном фрезеровании находится на уровне 57 % на всем исследуемом скоростном диапазоне. Итак, для достижения оптимальных показателей эффективности обработки целесообразно применять МСИП при встречном фрезеровании и МСМС на скоростях свыше n = 710 об/мин при попутном фрезеровании.

7. Применение MCMC ввиду значительного увеличения жесткости способствует более низким параметрам отклонения от прямолинейности в плоскости EFL, чем МСИП. Также применение ВДС в значительной мере снижают волнистость на обработанной поверхности в скоростных зонах появлением регенеративных колебаний, что способствует снижению параметра EFL.

8. При попутной схеме фрезерования с применением ВДС наблюдается существенное уменьшение регенеративных колебаний на поверхности резания. Этот факт требует специального рассмотрения.

9. Отклонение формы заданного профиля ECL для встречного фрезерования значительно меньше, чем для попутного и это, в первую очередь, определяется большей эффективностью удаления припуска при встречном фрезеровании. При использовании МСМС, параметр ЕСL ниже, чем при применении МСИП, что связано с расширением скоростного диапазона появления регенеративных колебаний ввиду сочетания статических и динамических характеристик УС тонкостенной детали. В связи с этим можно рекомендовать применять МСИП на высоких скоростях, вне зоны регенеративных колебаний, а также рассмотреть возможность увеличения жесткости, оказываемое данной средой на УС тонкостенной детали.

10. В целом результаты исследования показали, что применение встречного фрезерования, при условии выхода из скоростной зоны возбуждения регенеративных колебаний, является более эффективным и может быть рекомендовано для промышленного применения на скоростном современном оборудовании.

Список литературы

- Устройство для исследования характеристик демпфирующих сред при фрезеровании тонкостенных деталей / [Гермашев А.И., Логоминов В.А., Внуков Ю.Н.] : тези доп., 22–25 жовт. 2012 р., м. Київ, Xİİ Всеукраїнська молодіжна науково-технічна конференція : Машинобудування України очима молодих. – С. 42–43.
- Влияние демпфирующих сред на снижение вибраций упругой системы тонкостенной детали / [Ю. Н. Внуков, А. И. Гермашев, Э. В. Кондратюк и др.] // Сучасні технології в машинобудуванні. — Харьков : НТУ «ХПИ», 2013. — Вип. 8. — С. 85—100.
- Логоминов В. А. Формирование шероховатости обработанной поверхности при концевом цилиндрическом фрезеровании тонкостенных элементов деталей : дис. ... кандидата техн. наук : 05.03.01 / Логоминов Виктор Алексеевич. – Запорожье, 2013. – 226 с.

Поступила в редакцию 27.05.2014

Внуков Ю.М., Гермашев А.І., Кондратюк Е.В., Мозговий В.Ф., Балушок К.Б. Вплив застосування в'язкопружних демпфуючих середовищ на ефективність та якість фрезерування тонкостінних деталей

На підставі експериментальних даних показано закономірності впливу в'язкопружних демпфуючих середовищ, які застосовуються для фінішного фрезерування моноколіс ГТД на провідних підприємствах галузі, на ефективність і розмірну точність видалення призначеного припуску при фінішному кінцевому фрезеруванні.

Ключові слова: в'язкопружне демпфуюче середовище, тонкостінна деталь, зустрічне фрезерування, попутне фрезерування, ефективність обробки, оброблена поверхня.

Vnukov Yu., Germashev A., Kondratuk E., Mozgovoi V., Balushok K. Impact of fixturing filling material use on efficiency and surface condition of end milling

This article dials with fixturing filling material, which use for milling of impellers and blisks of gas turbine engine. The regularity of filling material impact on efficiency and surface finish condition of end milling are shown. Conclusions were made by analysis experimental tests.

Key words: fixturing filling material, thin-walled detail, up-milling, down-milling, processing efficiency, surface finish.

УДК 621.793.72:621.9.02

Д-р техн. наук И. Л. Поболь, А. Г. Дениженко, Е. В. Станкевич, С. О. Селифанов

Научный инженерный центр «Плазмотег» Физико-технического института Национальной академии наук Беларуси, г. Минск

НАНОСТРУКТУРИРОВАННЫЕ ИЗНОСОСТОЙКИЕ ВАКУУМНО-ПЛАЗМЕННЫЕ ПОКРЫТИЯ НА ИНСТРУМЕНТЕ И ДЕТАЛЯХ МАШИН

Исследованы структура, состав и физико-механические свойства полученных методом вакуумно-дугового осаждения многослойных композиций Ti-TiCO и Ti-TiN-TiNCO-TiCO в зависимости от условий осаждения. Покрытия характеризуются наноструктурой с размерами зерен 15×50 нм и развитым рельефом поверхности с шероховатостью 50–120 нм. В поверхностном слое покрытий присутствуют карбид и оксиды титана. Соотношение фаз меняется при изменении величины давления реакционного газа. Покрытия обладают твердостью 12–120 ГПа, износостойкостью $10^{-6}-10^{-7}$ мм³/H·м, коэффициентом трения 0,12–10,58. Покрытия, нанесенные на инструмент из быстрорежущей стали и твердых сплавов, повышают его работоспособность в 3 и более раз. Для упрочнения инструмента и деталей машин наиболее эффективно использовать многослойные наноструктурированные покрытия различного состава и многофункционального назначения.

Ключевые слова: покрытие, вакуумно-дуговое осаждение, многослойные наноструктурированные покрытия, структура.

Введение

В настоящее время благодаря своим уникальным свойствам наноструктурированные покрытия успешно используются для упрочнения поверхности изделий и инструмента, подвергающихся одновременному воздействию высоких температур и различных видов износа. Это, прежде всего, режущий и штамповый инструмент, детали авиационных и автомобильных двигателей, газовых турбин и компрессоров.

Наиболее широкие перспективы для получения наноструктурированных покрытий открываются с использованием вакуумно-плазменных технологий, в частности, метода вакуумно-дугового осаждения [1, 2]. Высокие степень ионизации, плотность потока и энергия осаждающихся частиц оказывают существенное влияние на кинетику образования покрытий и позволяют получать высококачественные композиции на основе тугоплавких металлов и их соединений при температурах, не превышающих 500 °С. При этом возможно достаточно гибко регулировать плотность плазменного потока и энергию осаждающихся частиц; с высокой степенью точности управлять давлением и составом реакционного газа, степенью фокусировки плазменного потока и его сепарированием от микрокапельной фракции.

В своем развитии износостойкие покрытия прошли этапы от простых однокомпонентных, однослойных, создаваемых на основе металлов и их

соединений до многокомпонентных и многослойных, включающих слои как простого, так и сложного состава [3]. Хорошо известно, что уже первыми исследованиями по нанесению на инструмент слоев TiN [4-6] была показана возможность повышения его стойкости. Началось масштабное использование оборудования и технологий в бывшем СССР, затем в других странах. Однако, как показал опыт, при этом должны неукоснительно соблюдаться несколько требований: правильно выбран материал основы (стали или твердого сплава) высокого качества; проведена соответствующая термическая обработка стали; правильно выполнена заточка лезвия инструмента и обработаны кромки; выполнен весь регламент химической очистки инструмента; соблюдены режимы осаждения покрытия без перегрева инструмента; правильным образом назначены и выполнены режимы резания для конкретного типа покрытия и обрабатываемого материала; налажен тщательный контроль эффективности использования упрочненного инструмента для возможного корректирования технологического процесса. К сожалению, в 1970-1990-х годах на предприятиях (и на некоторых современных, даже достаточно крупных и использующих вновь приобретенное импортное оборудование) далеко не все из перечисленных требований выполнялись. Это привело к частичной дискредитации метода упрочнения изделий посредством нанесения на них покрытий.

© И. Л. Поболь, А. Г. Дениженко, Е. В. Станкевич, С. О. Селифанов, 2014

Перспективы создания покрытий с улучшенными характеристиками связаны с использованием новых видов многослойных структур, слои которых выполняют разнообразные функции адгезионную, барьерную, противоизносную, антифрикционную. Особый интерес представляют многослойные композиции с наноразмерной структурой, т. к. такие покрытия удовлетворяют гамме зачастую противоречивых требований (обеспечение низкого трения, высокой износостойкости, барьерных функций диффузии, тепловым потокам при соблюдении высокой прочности межслойной адгезии и снижении уровня внутренних напряжений). Соединения металлов с кислородом, азотом, углеродом, имеющие высокую температуру плавления и высокую термическую стабильность, по-видимому, станут основными компонентами тонкопленочных материалов будущего, поскольку позволят создавать наноматериалы, стабильно работающие и не меняющие свои свойства в течение всего срока эксплуатации.

Нами разработана серия многослойных, многокомпонентных, нанокомпозиционных покрытий толщиной 0,2×3,0 мкм. Варианты структур покрытия представляют собой различные комбинации тонкопленочных слоев или нанокомпозиты из тугоплавких металлов, их нитридов, карбидов, карбонитридов, оксикарбонитридов и алмазоподобного углерода [7].

В работе приводятся результаты исследования структуры, состава и механических свойств двух вариантов металл-азот-углерод- содержащих многослойных покрытий в зависимости от параметров процесса вакуумно-дугового осаждения.

Экспериментальная методика

Разработанные нами покрытия представляют собой многослойные композиции. состоящие из чередующихся слоев Ti-TiCO и Ti-TiN-TiNCO-ТіСО. Нанесение покрытий осуществлялось на вакуумной установке УВНИПА-1-001 с использованием стационарного источника вакуумнодуговой плазмы с катодом из титана, распыляемого в атмосфере реакционных газов (азота и углекислого газа) при пониженном давлении с сепарированием плазменного потока от микрокапельной фракции. Покрытия наносили на подложки из монокристаллического кремния размерами 9×9 мм (для определения химического состава и структуры покрытий) и быстрорежущей стали P6M5 размерами 20×20 мм (для измерения микротверлости и провеления трибологических исследований). Для проведения промышленных испытаний проводилась упрочняющая обработка режущего металлообрабатывающего инструмента из быстрорежущей стали Р6М5 и деревообрабатывающего инструмента из твердого сплава T04F. Инструмент и подложки подвергались двухстадийной очистке в вакууме: сначала потоком ионов инертного газа (аргона), а затем потоком ионов титана в прерывистом режиме. Такой режим очистки позволяет удалить практически все загрязнения с поверхности, исключить возникновение на ней микродуг, а также избежать перегрева и отпуска режущих кромок инструмента. При этом дополнительно осуществляется нагрев инструмента до 200–400 °С, положительно влияющий на адгезию покрытия. Давление газов изменяли в диапазоне 0,02–1 Па. Толщина слоев составляла 0,1–0,5 мкм; общая толщина покрытий – до 2–3 мкм.

Структура, состав покрытий исследовались методами просвечивающей электронной микроскопии (электронный микроскоп JEM-200CX), рентгеновской фотоэлектронной спектроскопии (электронный спектрометр ЭС-2402), энергодисперсионного рентгеноспектрального микроанализа (сканирующий электронный микроскоп Philips SEM-515 с приставкой для определения элементного состава Genesis 2000). Морфология поверхности сформированных покрытий изучалась методом атомно-силовой микроскопии на сканирующем зондовом микроскопе Nanoscope IIID. Микротвердость покрытий определялась методом восстановленного отпечатка на твердомере ПМТ-3 с помощью пирамиды Кнупа. Измерение трибологических характеристик покрытий проводилось в режиме сухого трения скольжения на трибометре, работающем по схеме «палецдиск». Скорость вращения образца – 60 об/мин, в качестве контртела использовался шарик радиусом 5,515 мм из стали ШХ-15, нагрузка – 1,0 H.

Результаты исследования и их обсуждение

Разработанные покрытия имеют высокодисперсную поликристаллическую структуру со средними размерами зерен ~ 15–50 нм (рис. 1).

Исследования химического состава поверхностного слоя покрытий показали, что в рентгеновских фотоэлектронных спектрах C1s кроме основной линии с энергией связи (284,6±0,1) эВ, соответствующей С-С-связям, при разложении



Рис. 1. Микроструктура покрытий Ті-Ті
N-Ті
NCO-ТіCO, $\times \ 60000$

спектра на составляющие наблюдаются дополнительные пики (рис. 2, а). Наличие максимума в области 282-283 эВ может указывать на присутствие связей атомов титана с атомами углерода в соединениях типа карбидов, стехиометрического ТіС (282,3 эВ) и нестехиометрического ТіС_х (283,6 эВ). Максимумы в области энергии связи 286"288 эВ соответствуют связям С-О, С=О и характеризуют образование оксифункциональных групп углерода (CO, CO_x). Максимум пика Ti2p_{3/2} (рис. 2, δ) приходится на энергию (458,2±0,1) эВ, который соответствует стехиометрическому TiO₂. Кроме того, наблюдается четкий максимум в области (454,5±0,1) эВ, близкий к энергии связи в стехиометрическом карбиде титана ТіС. Разложение спектра титана позволяет выделить еще пики в области 456–457 эВ, которые можно отнести к оксидам титана TiO_x , где x < 2. Спектры O1s соответствуют химическому состоянию кислорода в оксидах титана TiO_2 и TiO_x .

Соотношение элементов в покрытии практически не меняется при изменении давления реакционных газов (рис. 3, *a*). Соотношение фаз (карбида и оксидов титана) меняется при изменении величины давления углекислого газа. В зависимости от режимов нанесения доля карбидной фазы составляет 15–30 % для композиции Ti-TiN-TiNCO-TiCO и 6–20 % для композиции Ti-TiCO (рис. 3, δ). С ростом давления реакционного газа от 0,02 до 0, 5 Па содержание стехиометрического карбида титана в покрытиях уменьшается (рис. 3, ϵ).



Рис. 2. Разложение РФЭ спектра C1s (*a*) и Ti2p (*б*) покрытий Ti-TiCO, полученных при различных давлениях углекислого газа



Рис. 3. Зависимость химического состава (*a*), доли углерода в карбидной связи (*б*) и доли стехиометрического карбида углерода в покрытии Ti-TiCO (*в*) от давления газа

Исследованные покрытия имеют развитый рельеф поверхности. Среднеквадратическая шероховатость поверхности составляет 50—120 нм, однако, встречаются участки с более развитым рельефом с шероховатостью 150—230 нм. Возможно, неоднородность рельефа связана с присутствием макродефектов на поверхности и ростом в покрытиях карбидной фазы. Наименьшей шероховатостью ~ 50 нм обладают многослойные композиции, полученные при давлении реакционного газа ~ 0,2—0,3 Па.

В зависимости от режимов осаждения микротвердость покрытий составляет 12–20 ГПа. С увеличением доли карбидной фазы в поверхностном слое покрытий их микротвердость возрастает. Наибольшая микротвердость композиции Ti-TiCO наблюдается при давлении углекислого газа 0,2 Па и доле карбидной фазы титана 20,6 ат. %. Максимальная твердость композиции Ti-TiN-TiNCO-TiCO обнаруживается при давлении газа 0,25–0,3 Па и составляет ~ 20 ГПа.

Износостойкость обоих типов покрытий находится в диапазоне 10^{-6} — 10^{-7} мм³/Н·м. Наблюдается зависимость коэффициента трения и износостойкости от параметров осаждения и толщины слоев. С увеличением давления реакционного газа от 0,02 Па до 0,3 Па коэффициент трения уменьшается и достигает минимального значения ~ 0,1. Дальнейшее увеличение давления углекислого газа до 1,0 Па приводит к увеличению коэффициента трения до 0,4. Максимальной износостойкостью обладают многослойные композиции Ti-TiN-TiNCO-TiCO, у которых слой TiN в два раза толще слоев TiNCO и TiCO.

При трибологических испытаниях в режиме сухого трения скольжения на ранних стадиях испытаний регистрируется равномерный износ поверхностного слоя. В зависимости от условий осаждения коэффициент сухого трения после выхода на режим достигал значения ~0,12-0,58 для композиции Ti-TiCO (рис. 4, *a*) и ~ 0,2-0,4 для композиции Ti-TiN-TiNCO-TiCO (рис. 4, б), затем не изменялся. что свидетельствовало о стабильности поведения образцов и их высокой износостойкости. На более поздних стадиях испытаний после пути трения 500 м интенсивность износа заметно возрастает, что, по нашему мнению, связано с утонением покрытий и выходом в поверхностные слои структурных микронеоднородностей. Повышенные трибологические характеристики многослойных покрытий, по-видимому, обусловлены формированием в них структуры с размером элементов 20-50 нм.



Рис. 4. Зависимость коэффициента трения от количества циклов скольжения покрытий Ti-TiCO (*a*) и Ti-TiN-TiNCO-TiCO (*б*)

Производственные испытания инструмента

Производственные испытания инструмента (рис. 5) с разработанными покрытиями, проведенные на ряде предприятий Республики Беларусь, в том числе ОАО «ТАиМ» (г. Бобруйск), ОАО «Барановичидрев» и ОАО «Лагуна» (г. Барановичи), подтвердили их высокую работоспособность (табл. 1). Из полученных результатов видно, что во всех случаях стойкость инструмента с покрытиями, полученными вакуумно-дуговым осаждением, выше, чем стойкость неупрочненного инструмента. Эксплуатационная стойкость инструмента с покрытием при обработке деталей из стали 35, 40, 40Х возрастает в 3 и более раз. Улучшается качество обработки (отсутствие налипания фрагментов обрабатываемого материала; повышение качества отверстий и фрезеруемых дорожек), уменьшается время обработки, время на переналадку оборудования.

Изучение характера разрушения покрытий после проведения испытаний инструмента позволило установить, что выход инструмента из строя (изнашивание его режущей кромки) происходит за счет его истирания в процессе резания. Инструмент с многослойной композицией Ti-TiN-TiNCO-TiCO имеет наименьший износ режущей кромки. Положительные результаты испытаний обусловлены достаточной адгезией покрытий к инструментальной основе, их высокими микротвердостью, износостойкостью и возможностью целенаправленно формировать многослойные наноструктурированные композиции.

Формирование в покрытиях мелкодисперсной структуры может явиться фактором, сдерживающим зарождение и рост усталостных трещин в объеме материала покрытия. При наноструктурировании поверхностного слоя его прочность будет определяться долей наноструктурной составляющей и средним размером нанозерен. Чем больше доля наноструктурной составляющей и меньше размер нанозерен в покрытии, тем выше его прочность. Кроме того, присутствующий в поверхностном слое покрытия карбид титана повышает твердость и износостойкость системы, а фаза оксида титана обеспечивает стойкость к диффузии кислорода в глубь покрытия.



Рис. 5. Износостойкие покрытия на режущем инструменте для металлообработки (а) и деревообработки (б)

Марка инструмента	Обрабатываемый материал	Количество обрабатываемых деталей на одну единицу инструмента (контрольный образец)	Количество обрабатываемых деталей на одну единицу инструмента (образец с покрытием)	Увеличение срока службы, раз
Метчик M10x1,5, сталь P6M5	сталь 35 ГОСТ 1050-88	230-260	580-600	2,4
Метчик, сталь Р6М5	сталь 35 ГОСТ 1050-88	100	300	2-3
Сверло MWS 1400 MB Ø 13 мм, сталь HSS	сталь 40X ГОСТ 4543-71	100	290	3
Сверло MZE 13000 SA Ø 14 мм сталь HSS	сталь 40X ГОСТ 4543-71	100	150	1,5
Резец профильный призматический, сталь P6M5	сталь 40X ГОСТ 4543-71	5000	50000	10
Твердосплавные режущие пластины 13×12×0,5 мм, твердый сплав T04F	Древесина, дверные панели, ель, сосна	100	540	5,4

Таблица 1 – Результаты испытаний инструмента с покрытием

Выводы

Таким образом, при выбранных условиях проведения процесса вакуумно-дугового осаждения (диапазоне давлений реакционных газов) можно целенаправленно формировать многослойные наноструктурированные композиции Ti-TiCO и Ti-TiN-TiNCO-TiCO со стабильными физикомеханическими характеристиками на изделиях из быстрорежущей стали и твердых сплавов. В поверхностном слое покрытий присутствуют карбид и оксиды титана. Соотношение фаз меняется при изменении величины давления реакционного газа. Максимальное содержание углерода в карбидной связи достигается при давлении углекислого газа 0,2-0,25 Па. С увеличением доли карбидной фазы в покрытиях возрастает их микротвердость. Максимальная микротвердость ~15-20 ГПа достигается при давлении газа 0,2-0,3 Па. В зависимости от условий осаждения коэффициент трения составляет 0,1-0,6. Минимальный коэффициент сухого трения обеспечивается при давлении реакционного газа ~ 0,3 Па.

Разработанные наноструктурированные многослойные композиции Ti-TiCO и Ti-TiN-TiNCO-TiCO, имеющие мелкодисперсную структуру, высокие твердость и износостойкость, низкий коэффициент трения, весьма перспективны в качестве упрочняющих покрытий на металлои деревообрабатывающем инструменте, деталях машин. Наиболее благоприятное сочетание микротвердости и прочности сцепления с инструментальной основой способствует повышению работоспособности режущего инструмента с покрытием. Создание покрытий нового поколения для упрочнения инструмента и деталей машин наиболее эффективно осуществлять с использованием многослойных наноструктурированных вакуумно-плазменных композиций различного состава и многофункционального назначения.

Список литературы

- Точицкий Э. И. Получение износостойких алмазоподобных углеродных покрытий из импульсных потоков дуговой плазмы и их промышленное применение / Точицкий Э. И. // Химическая техника. – 2005. – № 5. – С. 22– 26.
- Нанокомпозиционные машиностроительные материалы: опыт разработки и применения / [Точицкий Э.И., Авдейчик С.В., Кравченко В.И. и др.]; под ред. В. А. Струка. – Гродно: ГрГУ. – 2006. – 403 с.
- Локтев Д. А. Основные виды износостойких покрытий / Локтев Д.А., Ямашкин Е.А. // Наноиндустрия. – 2007. – № 5. – С. 24–30.
- Внуков Ю. Н. Нанесение износостойких покрытий на быстрорежущий инструмент / Внуков Ю. Н. – К. : Техника, 1992. – 143 с.
- Верещака А. С. Работоспособность режущего инструмента с износостойкими покрытиями / Верещака А. С. – М. : Машиностроение, 1993. – 336 с.
- Андреев А. А. Прогрессивные технологические процессы в инструментальном производстве / Андреев А. А., Гаврилов А. Г., Падалка В. Г. – М. : Машиностроение, 1981. – 214 с.

 Вакуумно-дуговые многослойные покрытия для повышения рабочего ресурса металлообрабатывающего инструмента / [Поболь И. Л., Селифанов С. О., Станкевич Е. В., Райчик Я.]// Пленки и покрытия – 2011 : труды 10-й международной конференции (Санкт-Петербург, 31 мая — 3 июня 2011 г.; под ред. В. Г. Кузнецова. — СПб: Изд-во Политехн. Ун-та, 2011. — С. 302—304.

Поступила в редакцию 18.04.2014

Поболь І.Л., Дениженко А.Г., Станкевич Є.В., Селифанов С.О. Наноструктуровані зносостійкі вакуумно-плазмові покриття на інструменті і деталях машин

Досліджено структуру, склад та фізико-механічні властивості, отриманих методом вакуумно-дугового осадження багатошарових покриттів Ti-TiCO i Ti-TiN-TiNCO-TiCO в залежності від умов осадження. Покриття характеризуються наноструктурою з розмірами зерен 15×50 нм і розвиненим рельєфом поверхні з шорсткістю 50—120 нм. У поверхневому шарі покриттів присутні карбід і оксиди титану. Співвідношення фаз змінюється при зміні величини тиску реакційного газу. Покриття мають твердість 12—20 ГПа, зносостійкість $10^{-6}-10^{-7}$ мм³/H·м, коефіцієнт тертя 0,12—0,58. Покриття, нанесені на інструмент з швидкорізальної сталі і твердих сплавів, підвищують його працездатність в 3 і більше разів. Для зміцнення інструменту і деталей машин найбільш ефективно використовувати багатошарові наноструктурні покриття різного складу і багатофункціонального призначення.

Ключові слова: покриття, вакуумно-дугове осадження, багатошарові наноструктуровані покриття, структура.

Pobol I., Denizhenko A., Stankevich E., Selifanov S. Nanostructured durable vacuumplasma coatings the tool and machine parts

Structure, conmposition and physico-mechanical properties of multilayer Ti-TiCO and Ti-TiN-TiNCO-TiCO coatings was investigated depending on deposition parameters. Coatings characterized by the nanostructure with a grain size of 15×50 nm and a developed surface relief with a roughness of 50-120 nm. There are titanium carbide and titanium oxides in the surface layer of the coatings. Phase ratio changes with changing pressure value of the reaction gas. Coatings have a hardness of 12-20 GPa, wear $10^{-6}-10^{-7}$ mm³/N·m, friction coefficient 0, 12-0,58. Coatings deposited on high-speed steel and carbide-tipped tools improve its efficiency in 3 or more times. For hardening tools and machine parts it is most efficient to use multilayer nanostructured coatings of different composition and multifunctional purposes.

Key words: coating, vacuum-arc deposition, nanostructured multilayer coating structure.

УДК 669.295:621762

Канд. техн. наук Д. В. Павленко, д-р техн. наук А. В. Овчинников

Запорожский национальный технический университет, г. Запорожье

ТЕХНИКО-ЭКОНОМИЧЕСКИЕ АСПЕКТЫ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СХЕМ ПОЛУЧЕНИЯ ЗАГОТОВОК ИЗ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ ДЛЯ ЛОПАТОК ГТД

Рассмотрены перспективные технологические схемы получения заготовок лопаток ГТД из сложнолегированных титановых сплавов. Показано, что применение схемы интенсивного уплотнения металлических порошков, позволяет получать лопатки, обладающие повышенными технико-экономическими показателями.

Ключевые слова: лопатка, титановый сплав, заготовка, вакуумный переплав, металлургия гранул, порошки титана, порошковая металлургия, интенсивная пластическая деформация.

Современные газотурбинные двигатели (ГТД) являются одними из самых сложных технических систем, воплощающих в себе новейшие материалы, технологии и конструкторско-технологические решения. Непрерывное совершенствование конструкции двигателей неразрывно связано с разработкой новых материалов, обладающих повышенным уровнем всего комплекса эксплуатационных свойств и технологий их обработки. Однако такая тенденция сопровождается и увеличением стоимости как применяемых материалов, так и газотурбинных двигателей в целом.

Широкое применение в ГТД титановых сплавов с одной стороны привело к повышению их технического уровня, а с другой - к повышению себестоимости. Повышение технического уровня связано с удельными прочностными характеристиками титановых сплавов, в то время как повышение себестоимости, в первую очередь, связано с затратами на получение полуфабрикатов [1] и их обработкой [2]. Учитывая наблюдаемую тенденцию к непрерывному увеличению объема применения титановых сплавов во всех отраслях промышленности и авиации в частности [1-3], проблема необходимости снижения себестоимости полуфабрикатов титановых сплавов и их обработки в дальнейшем будет еще более обостряться

Для деталей ГТД изготавливаемых из титановых сплавов, например лопаток компрессора, наиболее рациональным путем снижения себестоимости является удешевление технологического процесса изготовления заготовок из исходного сырья.

Так, известно, что в общей себестоимости изготовления лопаток ГТД доля, приходящаяся на этап получения деформированных полуфабрикатов достигает 40...45 %. Существующие на сегодняшний день технологии снижения стоимости заготовок, основанные, в первую очередь, на использовании методов порошковой металлургии позволяют существенно снизить как себестоимость получения заготовок, так и стоимость их последующей механической обработки. Однако такие технологии не позволяют получать в заготовках уровень физических, механических и служебных свойств достаточный для производства высоконагруженных деталей ГТД, таких как лопатки компрессора.

В связи с этим в настоящее время актуальной является проблема снижения себестоимости получения заготовок из титановых сплавов при неизменном повышении комплекса их прочностных свойств.

Повышение прочности при одновременном снижении себестоимости изготовления являются условиями взаимно противоречащими, порождающими научно-техническую проблему, которая на сегодняшний день является практически нерешенной. Разрешение указанного противоречия может быть достигнуто путем дальнейшего развития и совершенствованием технологических процессов, основанных на методах порошковой металлургии.

Целью настоящей работы является анализ перспективных технологических схем изготовления титановых полуфабрикатов, обеспечивающих высокий уровень их физических, механических и специальных свойств при существенном снижении затрат ресурсов и, как следствие, себестоимости деталей.

Всю технологическую цепочку от титановой руды к готовой детали, например лопатке компрессора ГТД, можно условно разделить на три этапа.

[©] Д. В. Павленко, А. В. Овчинников, 2014

1. Получение металлического титана.

2. Получение деформируемых полуфабрикатов, по габаритам, структуре, химическому составу и механическим свойствам удовлетворяющих требованиям, предъявляемым к исходным заготовкам лопаток компрессора ГТД.

3. Получение лопаток ГТД путем механической обработки исходной заготовки и отделочноупрочняющей обработки готовой детали.

Анализируя развития технологий на каждом из указанных этапах можно отметить, что в последние годы достигнуты определенные успехи в разработке более дешевых способов извлечения металлического титана из рутила [4–6]. В частности, перспективным считают метод FFC-Cambridge, основанный на прямом восстановлении оксида титана электролитическим способом. Прогресс в области получения дешевого исходного сырья может в ближайшем будущем привести к снижению стоимости порошков титановых сплавов, однако, существенное снижение стоимости готовых изделий может произойти при условии уменьшения затрат также на втором и третьем этапах технологической цепочки.

Рассмотрим основные существующие и перспективные технологические схемы, позволяющие реализовать этап получения титановых полуфабрикатов из металлического титана. В настоящее время известны и применяются четыре технологических схемы переработки титановой губки и получения деформированных полуфабрикатов, которые можно разделить на схемы, основанные на переплаве титана губчатого, и схемы уплотнения. К ним относятся:

- переплав титановой губки и последующая деформационная обработка слитков;

 уплотнение порошковых смесей с последующим спеканием;

-получение, последующее уплотнение и спекание металлических гранул;

- интенсивное уплотнение порошковых смесей с последующим спеканием.

Каждая из приведенных технологических схем обладает как преимуществами, так и недостатками. Рассмотрим их суть и возможности с точки зрения получения качественных полуфабрикатов для изготовления лопаток ГТД и их себесто-имости.

Технологическая схема, основанная на переплаве (рис. 1), включает плавление предварительно шихтованной и спрессованной титановой губки в инертной атмосфере и формование слитков из расплава [7]. Для получения качественных слитков, с равномерным распределением легирующих элементов по сечению, например при вакуумнодуговом способе переплава, выполняют двойной или тройной переплав. Затем слитки перерабатывают в полуфабрикаты или готовые к использованию изделия, такие как листы, прутки, трубы и изделия иных форм, с помощью методов горячей деформационной обработки, таких как ковка, прокатка и экструзия. Для формирования специального типа структуры после деформационной обработки выполнят термическую обработку предварительно механически обработанных слябов.

Основными преимуществами схемы переплава, по сравнению с конкурирующими, являются удаление вредных примесей (в том числе хлора) и обеспечение равномерного распределение легирующих элементов по всему сечению слитка. Однако схема переплава обладает и рядом существенных недостатков. К наиболее значимым из них следует отнести сложность реализации вакуумного переплава, значительную ресурсозатратность многостадийного переплава и последующей деформационной обработки. К недостаткам маршрута переплава можно отнести и невозможность получать сплавы с содержанием специальных легирующих элементов, например с гидроксиапатитом, широко востребованные в биомедицине для производства имплантатов. Также к существенному недостатку схемы переплава можно отнести невозможность получения небольших объемов сплавов, широко востребованных в опытном производстве. Существующие промышленные печи для вакуумного переплава позволяют получать слитки массой более одной тонны, что существенно ограничивает возможность проведения экспериментальных исследований по получению и исследованию свойств новых титановых сплавов.



Рис. 1. Структура технологического процесса получения лопаток ГТД, основанная на схеме переплава титана губчатого (ТП – технологический процесс изготовления лопаток ГТД)

В последнее время активно исследуется и внедряется в серийное производство технология получения полуфабрикатов и деталей ГТД, основанная на металлургии гранул [8]. Получение полуфабрикатов из гранул включает такие операции как приготовление расплава, по химическому составу соответствующего заданному сплаву; получение гранул (используются методы центробежного распыления заготовок, оплавляемых плазменной дугой, распыления расплава сжатыми инертными газами, центробежного распыления расплава и др.); рассев и сепарация гранул; дегазация гранул и засыпка их в герметичные металлические или керамические формы; компактирование гранул в заготовки с плотностью, близкой к теоретической, методами горячего изостатического прессования (в газостатах или высокотемпературных гидростатах) или в контейнерах обычных гидравлических прессов (рис. 2). Первичное компактирование может дополняться прессованием, ковкой или штамповкой. Компактные заготовки подвергают термической и механической обработке.

Основными преимуществами технологической схемы получения полуфабрикатов из металлических гранул являются: отсутствие в больших объемах зональной ликвации, высокая однородность состава, структуры и свойств изделий из сложнолегированных сплавов, значительно меньшая чувствительность свойств к размерам заготовок и деталей; измельчение структуры сплава в сочетании со смещением фазовых равновесий по диаграмме состояния; возможность изготовления деталей или точных заготовок сложной формы при минимальной трудоемкости; сокращение расхода металла; а также возможность получения изделий из сплавов с различным содержанием легирующих элементов, создание нового класса материалов переменного химического состава, обеспечивающих значительное повышение механических, эксплуатационных и специальных свойств.

К недостаткам схемы можно отнести высокую ресурсозатратность на этапах получения металлических гранул и горячего изостатического прессования, а также общую ресурсозатратность. Высокую себестоимость получения полуфабрикатов по данной технологической схеме можно объяснить тем, что она не только не исключает операции вакуумного переплава, но и дополнительно содержит такие труднореализуемые и ресурсозатратные операции как получение металлических гранул, горячее изостатическое прессование и спекание.

Перспективными, с точки зрения получения заготовок с низкой себестоимостью, являются технологические процессы, основанные на методах порошковой металлургии [9]. Технологический процесс, основанный на схеме прямого уплотнения порошков (рис. 3) включат в себя такие операции как дробление губки на отдельные частицы, как правило, частицы порошка, и прямое уплотнение частиц в полуфабрикаты с применением стандартных методов порошковой металлургии, таких как уплотнение прокаткой, в жестких матрицах, взрывом и другие.



Рис. 2. Схема технологического процесса изготовления лопаток ГТД из металлических гранул (ГИП – горячее изостатическое прессование; ТП – технологический процесс изготовления лопаток ГТД)



Некомпактная, пористая заготовка

Рис. 3. Структура технологического процесса получения лопаток ГТД, основанная на схеме прямого уплотнения порошков (ТП – технологический процесс изготовления лопаток ГТД)

Преимуществами данной технологии являются низкая ресурсозатратность отдельных этапов и суммарная ресурсозатратность получения титановых полуфабрикатов, простота и доступность оборудования, отсутствие текстуры полуфабрикатов и готовых изделий, возможность получения сплавов с различным содержанием легирующих элементов, а также возможность получения небольших полуфабрикатов из новых сплавов в условиях мелкосерийного типа производства. Не менее важным является также снижение стоимости полуфабрикатов за счет применения порошков титана, получаемых прямым переделом титанового концентрата, а также возможность получения заготовок, близких по форме к готовым деталям, что обеспечивает высокий коэффициент использования материала.

Основными недостатками технологии прямого уплотнения порошков, препятствующими ее широкому применению для изготовления высоконагруженных деталей ГТД таких как лопатки компрессора, являются высокая остаточная пористость, ликвации легирующих элементов, плохая свариваемость по причине высокого содержания хлора и, как следствие, низкий уровень комплекса физических, механических и специальных свойств [9]. В результате, методы прямого уплотнения порошков находят очень ограниченное применение в авиадвигателестроении, например для изготовления мелкоразмерных крепежных деталей. Использование операций горячего уплотнения порошков позволяет несколько повысить уровень прочностных свойств. Так, в работе [10] показана возможность уплотнения порошков титана путем прокатки и последующего изготовления лопаток моноколеса центробежного нагнетателя. Следует однако отметить, что несмотря на прогресс в области порошковой металлургии, уровень механических свойств заготовок, получаемых методами прямого уплотнения порошков, существенно ниже чем в деформированных заготовках.

Одной из перспективных технологических схем получения титановых полуфабрикатов для лопаток ГТД, позволяющей разрешить противоречие между себестоимостью и прочностными характеристиками, является технология, основанная на схеме интенсивного уплотнения порошков (рис. 4).

Основой данной технологической схемы является интенсивная пластическая деформация (ИПД) предварительно спрессованных из порошковой смеси и спеченных заготовок [11–14]. В процессе ИПД, за счет интенсификации сдвиговых деформаций, в условиях гидростатического сжатия, устраняется пористость, происходит гомогенизация легирующих элементов по сечению заготовки, а также формируется субмикрокристаллическая структура. Последующая термическая обработка обеспечивает протекание процесса собирательной рекристаллизации зерен и формирования типовой для лопаток ГТД структуры.

В работе [15] установлено, что интенсивная пластическая деформация методом винтовой экструзии является эффективным методом устранения пористости в порошковых заготовках, полученных путем прессования и последующего спекания порошков титана. ИПД, например методом винтовой экструзии, в отличии от горячего изостатического прессования позволяет залечивать поры по всему сечению заготовки. При этом турбулентное движение материала, возникающее в деформируемом сечении, способствует его перемешиванию и гомогенизации легирующих элементов.

Оптимизация режимных параметров процесса ИПД позволяет получать бездефектные заготовки различных сложнолегированных титановых сплавов, например ВТ3-1, ВТ8, по уровню физических и механических свойств, соответствующих заготовкам из проката, при существенно более низких энергетических затратах. Это, в свою очередь, позволить снизить их себестоимость и, соответственно, себестоимость изготавливаемых из них лопаток ГТД [15].

Основными преимуществами данной технологии являются низкая ресурсозатратность отдельных этапов и суммарная ресурсозатратность получения полуфабрикатов, простота и доступность оборудования, возможность получения сплавов с различным содержанием легирующих



Рис. 4. Перспективная технологическая схема получения лопаток ГТД путем интенсивного уплотнения порошков (СМК – субмикрокристаллическая структура материала; ТП – технологический процесс изготовления лопаток ГТД)

элементов, возможность получения малоразмерных заготовок для опытного производства, измельчение структурных составляющих до субмикроскопического уровня, что способствует повышению уровня комплекса физических, механических и специальных свойств.

К недостаткам технологии интенсивного уплотнения можно отнести ограничение габаритов получаемых полуфабрикатов и относительно низкий коэффициент использования материала деталей, изготавливаемых из полученных полуфабрикатов путем механической обработки резанием. Применительно к лопаткам компрессора последний недостаток может быть устранен за счет применения технологии получения лопаток методом выдавливания.

Расчет относительной себестоимости получения полуфабрикатов титановых сплавов, выполненный на основании экспертной оценки относительной ресурсозатратности основных операций рассматриваемых технологических схем показал, что она составляет 2,4 для схемы переплава, 1,1 для схемы интенсивного уплотнения и 2,6 для схемы, основанной на металлургии гранул. При этом ресурсозатратность операций технологической схемы оценена относительно операции тройного вакуумного переплава, ресурсозатратность которой принята равной единице.

По оценке специалистов АО «Мотор Сич», себестоимость получения тонны полуфабрикатов титанового сплава ВТ3-1 по схеме интенсивного уплотнения порошков, в условиях серийного производства, составляет 40...50 % от стоимости покупных прутков, получаемых по схеме переплава.

Таким образом, оценивая относительную ресурсозатратность рассмотренных технологических схем необходимо отметить следующее. Схема переплава является наиболее дорогостоящей. Наиболее ресурсозатратной в ней является операция многостадийного вакуумного переплава, требующая значительного расхода энергии и специального дорогостоящего оборудования. Деформационная обработка слитка также требует значительных затрат энергии т. к. сопровождается его нагревом и деформацией в β- области. Обрезка деформированного сляба приводит к потере материала.

Технологическая схема, основанная на металлургии гранул, не исключает операцию вакуумного переплава. В тоже время компактирование гранул путем ГИП происходит при значительном уровне температуры, что требует значительных расходов энергии.

Схемы прямого уплотнения и перспективная схема интенсивного уплотнения порошков являются наиболее ресурсосберегающими. Основные этапы этих технологических схем не требуют значительного нагрева заготовок и расплава металла. Необходимый процесс вакуумного спекания прессовок является в этих схемах наиболее ресурсозатратной операцией. Однако учитывая величину необходимой температуры рабочей камеры печи и время спекания, энергетические затраты на спекание существенно ниже, чем при многостадийном вакуумном переплаве.

Из анализа технико-экономических характеристик технологических схем изготовления лопаток компрессора можно сделать вывод, что с технической и экономической точек зрения, а также учитывая возможность реализации в условиях Украины и в мелкосерийном, опытном производстве, наиболее перспективной является технологическая схема, основанная на интенсивной пластической деформации спеченных порошковых заготовок.

Список литературы

- Ильин А. А. Титановые сплавы. Состав, структура, свойства : справочник / Ильин А. А., Колачев Б. А., Полькин И. С. – М. : ВИЛС-МАТИ, 2009. – 520 с.
- Повышение ресурса деталей ГТД из титановых сплавов / [Богуслаев В. А., Долматов А. И., Жеманюк П. Д. и др.]. – Запорожье, 2000. – 250 с.
- Современные технологии в производстве газотурбинных двигателей / под ред. А. Г. Братухина, Г. К. Язова, Б. Е. Карасева. М. : Машиностроение, 1997. 416 с.
- Titanium' 2003: Science and Technology: Proc. 10th World Conf. on Titanium, 13–18 July 2003, Hamburg, Germany. Vol. 1–5. – 3425 p.
- Червоный И. Ф. Альтернативные технологии производства титана / Червоный И. Ф., Листопад Д. А. [Электронный ресурс] Режим доступа: <u>http://www.74rif.ru/Ti-new.html</u> 18.06.2010.
- George Zheng Chen The FFC Cambridge process for metal production: principle,practice and prospect 3rd International Slag Valorisation Symposium Leuven 19–20.03.2013 – P. 217– 231.
- Тарасов А. В. Металлургия титана / Тарасов А. В. М. : Академкнига ИКЦ, 2003. 327 с.
- Металлургия гранул высокопрочного титанового сплава / В. Н. Моисеев, Н. В. Сысоева, Т. В. Ишунькина. – ВИАМ, 1995. – 8 с.
- Металлические порошки и порошковые материалы: справочник/ [Б. Н. Бабич, Е. В. Вершинина, В. А. Глебов и др.]; под ред. Ю.В. Левинского. М.: ЭКОМЕТ, 2005. 520 с.
- Martin Jackson Titanium 21-St century // Materials world, May 2007. – P. 32–34.
- 11. Синтез сплава Ti-6Al-4V с низкой остаточной пористостью методом порошковой ме-

таллургии / [О. М. Ивасишин, Д. Г. Саввакин, Ф. Фроес и др.] // Порошковая металлургия, 2002. – №7/8. – С. 54–64.

- Ивасишин О. М. Экономичная технология получения титановых деталей методом порошковой металлургии / О. М. Ивасишин, А. П. Шпак, Д. Г. Саввакин // Титан. – 2006. – № 1. – С. 31–39.
- Баглюк Г. А. Повышение эффективности уплотнения пористых заготовок за счет интенсификации сдвиговых деформаций / Г. А. Баглюк // Наукові нотатки: Міжвузівський збірник за напрямом «Інженерна механіка». –

Випуск 24. – Луцьк, 2009. – С. 35-48.

- Получение неспеченных гетерогенных композиционных материалов методом винтовой экструзии / [Я. Е. Бейгельзимер, М. Б. Штерн, Т. А. Епифанцева, А. С. Сынков] // Физика и техника высоких давлений. – Т. 19. – 2009. – № 3. – С. 24–36.
- Получение деформированных заготовок из титановых сплавов на основе методов порошковой металлургии / [Д. В. Павленко, А. В. Овчинников, А. Е. Капустян, А. А. Скребцов] // Титан. – 2013. –№ 1. – С. 17–24.

Поступила в редакцию 31.03.2014

Павленко Д.В., Овчинников О.В. Техніко-економічні аспекти технологічних схем виробництва заготовок з титанових сплавів для лопаток ГТД

Розглянуто перспективні технологічні схеми отримання заготовок лопаток ГТД зі складнолегованих титанових сплавів. Показано, що використання схеми інтенсивного ущільнення металевих порошків дозволяє отримувати лопатки, які характеризуються підвищеним рівнем техніко-економічних показників.

Ключові слова: лопатка, титановий сплав, заготовка, вакуумний переплав, металургія гранул, порошки титану, порошкова металургія, інтенсивна пластична деформація.

Pavlenko D., Ovchinnikov A. Economic aspects of technological schemes producing titanium alloys billets for gas turbine engine blades

The perspective flowsheets of receipt of purveyances of shoulder-blades of GTE are considered from the alloyed titanic alloys. It is shown that application of chart of intensive compression of metallic powders, allows to get shoulder-blades possessing enhanceable technical and economic indicators

Key words: blade, titanium alloy, stock material, vacuum remelt, metallurgy of granules, powders of the titan, powder metallurgy, severe plastic deformation.

УДК 539.371

А. Г. Попович, канд. техн. наук Н. В. Гончар, Д. Н. Степанов

Запорожский национальный технический университет, г. Запорожье

РАСЧЕТ СИЛЫ ВОЗДЕЙСТВИЯ УПРУГОГО ВОЛОКНА ЧАШЕЧНОГО ЩЕТОЧНОГО ИНСТРУМЕНТА НА ДЕТАЛЬ

Составлены дифференциальные уравнения изогнутой оси упругого волокна чашечной механической щетки, которые могут описывать деформацию металлических проволочек или полимерно-абразивных волокон при обработке детали с плоской поверхностью. Изгиб упругого волокна, один конец которого защемлен в ступице чашечной щетки, вызывается нормальной и касательной силами реакции, действующими со стороны детали на другой его конец, а также центробежным эффектом, обусловленным вращением щетки. Выведено уравнение для определения нормальной силы воздействия упругого волокна на деталь, а также формулы для определения его прогибов в окружном и радиальном направлениях.

Ключевые слова: чашечная механическая щетка, силы реакции детали, центробежные силы инерции, натяг, прогиб, уравнения изогнутой оси.

Введение

В современной промышленности расширяется применение щеточных инструментов различных конструкций для обработки разных материалов. Волокна щеточных инструментов вращательного действия могут быть как металлическими, так и полимерными. Наиболее перспективными для финишно-отделочных операций с точки зрения качества и производительности являются полимерно-абразивные инструменты, относительно недавно появившиеся на рынке. Такие инструменты становятся особенно актуальными при обработке деталей, изготовленных из материалов, склонных к прижогам, силовое и тепловое воздействие на которые необходимо знать и контролировать.

В справочной научно-технической литературе представлено математическое описание процесса контакта упругого полимерно-абразивного волокна с обрабатываемой поверхностью для случая дискового щеточного инструмента [1, 2]. Однако сейчас широко распространяются чашечные (рис. 1) щеточные инструменты, о силовом воздействии которых на деталь информации в научных источниках недостаточно.



Рис. 1. Чашечный полимерно-абразивный инструмент [3]

© А. Г. Попович, Н. В. Гончар, Д. Н. Степанов, 2014

Независимо от того, являются ли рабочие элементы чашечной щетки полимерно-абразивными волокнами или металлическими проволочками, далее в статье будем называть их упругими волокнами.

Для проведения обработки вращающийся чашечный щеточный инструмент подводят к поверхности детали на расстояние h, немного меньшее длины L недеформированных упругих волокон, создавая натяг i = L - h. Силовое воздействие щеточного инструмента на деталь складывается из элементарных сил воздействия отдельных упругих волокон на ее поверхность. При обработке плоской поверхности детали чашечным механическим щеточным инструментом все упругие волокна, отстоящие на одинаковом расстоянии r от оси вращения инструмента, деформируются одинаково.

Целью работы является определение силы воздействия упругого волокна чашечной механической щетки на поверхность обрабатываемой детали в зависимости от натяга, а также уравнений изогнутой оси упругого волокна.

Содержание работы

Введем подвижную декартову систему координат, начало которой *O* совместим с местом заделки рассматриваемого упругого волокна в ступице чашечной щетки. Ось *Oz* направлена перпендикулярно к поверхности детали; ось *Ox* направлена по касательной к окружности, которую точка заделки упругого волокна описывает вокруг оси вращения щетки, а ось *Oy* направлена по радиусу этой окружности. В неинерциальной системе отсчета *Oxyz* упругое волокно находится в равновесии под действием следующей системы нагрузок: нормальная (\overline{N}) и касательная ($\overline{F_{mp}}$) силы реакции со стороны поверхности детали; распределенные по длине волокна центробежные силы

пределенные по длине волокна центрооежные силы инерции; силы реакции жесткого защемления и моменты сил в жестком защемлении (рис. 2).

Задачу об определении уравнений изогнутой оси упругого волокна и сил реакций со стороны поверхности детали будем решать, считая, что отклонения x_k и y_k незащемленного конца K упругого волокна от оси Oz малы по сравнению с расстоянием r от точки защемления до оси врашения чашечной шетки.

Тогда можем считать, что центробежные силы инерции направлены параллельно оси Oy и распределены по упругому волокну с постоянной вдоль оси Oz интенсивностью q:

$$q = \rho \cdot S \cdot \omega^2 \cdot r \,, \tag{1}$$

где ρ — плотность материала, из которого изготовлено упругое волокно;

S – площадь его поперечного сечения;

ω – угловая скорость вращения щетки.

Кроме того, направление касательной силы реакции поверхности детали противоположно вектору скорости перемещения незащемленного конца упругого волокна относительно детали. Значит, направление силы $\overline{F_{mp}}$ составляет угол 90 ° с отрезком *QK* (который является перпендикуляром, проведенным из точки *K* на ось вращения чашечной щетки) и образует малый угол

с осью Ox. Поэтому будем считать, что сила $\overline{F_{mp}}$ направлена параллельно оси Ox.

С учетом сказанного, запишем выражения для изгибающих моментов (M_y и M_x), действующих в поперечных сечениях упругого волокна, в плоскостях zOx и zOy:

$$M_y = N \cdot (x_k - w_x) + F_{mp} \cdot (h - z), \qquad (2)$$

$$M_{x} = N \cdot (y_{k} - w_{y}) + \frac{1}{2} \cdot q \cdot (h - z)^{2}, \qquad (3)$$

где w_x и w_y — прогибы упругого волокна в направлении осей *Ox* и *Oy* соответственно в сечении с координатой *z*.

Величины сил $\overline{F_{mp}}$ и \overline{N} связаны соотношением $F_{mp} = \mu \cdot N$, в котором через μ обозначен коэффициент пропорциональности между касательной и нормальной силами реакции поверхности детали, действующими на конец упругого волокна, т. е. μ является аналогом коэффициента трения скольжения.

Дифференциальные уравнения изогнутой оси упругого волокна в случае, когда прогибы малы по сравнению с его длиной, углы поворота сечений (в радианах) малы по сравнению с единицей, а оси Ох и Оу являются главными центральными осями инерции для поперечного сечения упругого волокна, имеют вид [4]:

$$\frac{d^2 w_x}{dz^2} = \frac{M_y}{E \cdot I_y},\tag{4}$$

$$\frac{d^2 w_y}{dz^2} = \frac{M_x}{E \cdot I_x} \,. \tag{5}$$

где *E* – модуль Юнга материала, из которого изготовлено упругое волокно;

 I_x и I_y — моменты инерции поперечного сечения волокна относительно его главных центральных осей.

Изгибающие моменты считаем положительными, если они вызывают сжатие в верхних по оси *Ох* или *Оу* слоях материала упругого волокна.



Рис. 2. Расчетная схема для составления дифференциальных уравнений изогнутой оси

Пусть металлические проволочки или полимерно-абразивные волокна щетки имеют круглое поперечное сечение, тогда:

$$I_x = I_y = I = \frac{\pi \cdot d_0^4}{64}, \qquad S = \frac{\pi \cdot d_0^2}{4},$$

где *d*₀ – диаметр упругого волокна.

Подставив (2) и (3) в (4) и (5) соответственно, после элементарных преобразований приведем дифференциальные уравнения изогнутой оси упругого волокна к виду:

$$\frac{d^2 w_{\mathrm{x}}}{d z^2} + \frac{N}{E \cdot I} \cdot w_{\mathrm{x}} = \frac{N \cdot (x_k + \mu \cdot h)}{E \cdot I} - \frac{\mu \cdot N}{E \cdot I} \cdot z , \quad (6)$$

$$\frac{d^2 w_y}{dz^2} + \frac{N}{E \cdot I} \cdot w_y = \frac{N \cdot y_k}{E \cdot I} + \frac{q \cdot h^2}{2 \cdot E \cdot I} - \frac{q \cdot h}{E \cdot I} \cdot z + \frac{q}{2 \cdot E \cdot I} \cdot z^2.$$
(7)

Уравнения (6) и (7) — линейные неоднородные дифференциальные уравнения второго порядка с постоянными коэффициентами (перед искомыми функциями $w_x(z)$, $w_y(z)$ и их производными). Правые части этих уравнений представляют собой степенные многочлены относительно независимой переменной *z*. Общее решение дифференциальных уравнений такого типа определяется известными из математического анализа методами [5]. Общее решение уравнений (6) и (7) имеет вид:

$$w_{x}(z) = C_{1} \cdot \cos\left(\sqrt{\frac{N}{E \cdot I}} \cdot z\right) + C_{2} \cdot \sin\left(\sqrt{\frac{N}{E \cdot I}} \cdot z\right) - \frac{1}{-\mu \cdot z + (x_{k} + \mu \cdot h)},$$
(8)

$$w_{y}(z) = C_{3} \cdot \cos\left(\sqrt{\frac{N}{E \cdot I}} \cdot z\right) + C_{4} \cdot \sin\left(\sqrt{\frac{N}{E \cdot I}} \cdot z\right) + \frac{q}{2 \cdot N} \cdot z^{2} - \frac{q \cdot h}{N} \cdot z + y_{k} + \frac{q \cdot h^{2}}{2 \cdot N} - \frac{q \cdot E \cdot I}{N^{2}}.$$
(9)

Правые части (8) и (9) содержат семь неизвестных величин: постоянные интегрирования C_1 , C_2 , C_3 , C_4 , координаты x_k и y_k незащемленного конца упругого волокна, сила *N*. Для их определения составляем следующие уравнения:

$$w_{\rm x}\Big|_{z=0} = 0$$
, $\frac{dw_{\rm x}}{dz}\Big|_{z=0} = 0$, (10)

$$w_{y}\Big|_{z=0} = 0, \quad \frac{dw_{y}}{dz}\Big|_{z=0} = 0,$$
 (11)

$$w_{\rm x}\Big|_{z=h} = x_k, \quad w_{\rm y}\Big|_{z=h} = y_k,$$
 (12)

$$\int_{0}^{h} \sqrt{1 + \left(\frac{dw_{x}}{dz}\right)^{2} + \left(\frac{dw_{y}}{dz}\right)^{2}} dz = L_{\partial e\phi} .$$
(13)

Уравнения (10) и (11) являются граничными условиями на защемленном конце упругого волокна. Уравнения (12) выражают то, что изогнутая ось упругого волокна проходит через точку его контакта K с обрабатываемой поверхностью детали, имеющую координаты (x_k, y_k, h) . Левая часть уравнения (13) аналитически выражает длину деформированного упругого волокна.

Записав уравнения (10) и (11) в развернутом виде, выражаем из них постоянные интегрирования C_1 , C_2 , C_3 , C_4 через значения x_k , y_k , N и известные величины. Затем, подставив полученные выражения для C_1 , C_2 , C_3 , C_4 в (8) и (9), записываем в развернутом виде уравнения (12), из которых выражаем неизвестные x_k и y_k через N и известные величины:

$$x_{k} = \mu \cdot \left(\sqrt{\frac{E \cdot I}{N}} \cdot \operatorname{tg}\left(\sqrt{\frac{N}{E \cdot I}} \cdot h \right) - h \right), \qquad (14)$$

$$y_{k} = -\frac{q \cdot E \cdot I}{N^{2}} + \frac{q \cdot h}{N} \cdot \sqrt{\frac{E \cdot I}{N}} \cdot \sin\left(\sqrt{\frac{N}{E \cdot I}} \cdot h\right) + \frac{q}{N} \cdot \left(\frac{E \cdot I}{N} - \frac{h^{2}}{2}\right) \cdot \cos\left(\sqrt{\frac{N}{E \cdot I}} \cdot h\right).$$
(15)

Теперь, когда x_k , y_k , а значит и C_1 , C_2 , C_3 , C_4 выражены через N и известные величины, из (8) и (9) получаем уравнения изогнутой оси упругого волокна в следующем виде:

$$x(z) = \mu \cdot \left(-z + \sqrt{\frac{E \cdot I}{N}} \cdot \sin\left(\sqrt{\frac{N}{E \cdot I}} \cdot z\right) + \sqrt{\frac{E \cdot I}{N}} \cdot tg\left(\sqrt{\frac{N}{E \cdot I}} \cdot h\right) \cdot \left(1 - \cos\left(\sqrt{\frac{N}{E \cdot I}} \cdot z\right)\right)\right), (16)$$

$$w_{y}(z) = \frac{q}{2 \cdot N} \cdot z^{2} - \frac{q \cdot h}{N} \cdot \left(z - \sqrt{\frac{E \cdot I}{N}} \cdot \sin\left(\sqrt{\frac{N}{E \cdot I}} \cdot z\right)\right) + \left(\frac{q \cdot h}{N} \cdot \sqrt{\frac{E \cdot I}{N}} \cdot tg\left(\sqrt{\frac{N}{E \cdot I}} \cdot h\right) - \frac{q \cdot E \cdot I}{N^{2} \cdot \cos\left(\sqrt{\frac{N}{E \cdot I}} \cdot h\right)}\right) \times \left(1-\cos\left(\sqrt{\frac{N}{E \cdot I}} \cdot z\right)\right).$$

$$\times \left(1 - \cos\left(\sqrt{\frac{N}{E \cdot I}} \cdot z\right)\right).$$

$$(17)$$

- 106 -

Упростим уравнение (13), разложив подинтегральную функцию в его левой части в ряд Маклорена [5] и удержав только первые два члена:

$$\int_{0}^{L-i} \left(1 + \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{dw_{x}}{dz} \right)^{2} + \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{dw_{y}}{dz} \right)^{2} \right) dz = L_{\partial e \phi} , \text{ откуда}$$

$$L - i + \frac{1}{2} \cdot \int_{0}^{h} \left(\left(\frac{dw_x}{dz} \right)^2 + \left(\frac{dw_y}{dz} \right)^2 \right) dz = L_{\partial e\phi} .$$
(18)

Длина деформированного упругого волокна $L_{\partial e\phi}$ отличается от его длины в недеформированном состоянии на величину ΔL , не превышающую $\frac{N \cdot L}{E \cdot S}$, которая пренебрежимо мала по сравнению со значением интеграла в левой части уравнения (18). Тогда, заменяя в (18) $L_{\partial e\phi}$ на L, получаем уравнение для определения нормальной силы реакции со стороны материала детали:

$$\int_{0}^{h} \left(\left(\frac{dw_{\rm x}}{d z} \right)^2 + \left(\frac{dw_{\rm y}}{d z} \right)^2 \right) d z = 2 \cdot i , \qquad (19)$$

в котором функции $w_x(z)$ и $w_y(z)$ выражаются согласно (16) и (17).

В качестве примера рассмотрим взаимодействие полимерно-абразивного волокна диаметром $d_0 = 0,8$ мм и длиной L = 32 мм с поверхностью детали; расстояние от точки заделки волокна до оси вращения чашечной щетки r = 25 мм. Механические свойства материала полимерноабразивного волокна: $\rho = 2184$ кг/м³, $E = 2,5 \cdot 10^9$ Па; коэффициент $\mu = 0,3$. Параметры обработки: натяг i = 1,5 мм; число оборотов механической щетки в минуту 2000 об/мин, т. е. ее угловая скорость $\omega = 209,4$ рад/с. Численно решая уравнение (19), найдем $N = 0,0653 \,\mathrm{H}$, тогда $F_{mp} = 0,0196 \,\mathrm{H}$. Далее по формулам (14) и (15) рассчитываем: $x_k = 7,18 \,\mathrm{Mm}$, $y_k = 4,97 \,\mathrm{Mm}$.

Выводы

Таким образом, пользуясь выведенными уравнениями (16), (17) и (19), можно рассчитывать нормальную силу воздействия полимерно-абразивного волокна или металлической проволочки чашечной механической щетки на деталь в зависимости от режимов обработки, геометрических параметров упругого волокна и щетки, а также механических свойств его материала. Знание сил воздействия упругих волокон на деталь позволяет в дальнейшем рассчитать суммарную нормальную силу прижима чашечной механической щетки к детали и вращающий момент, которые нужно прикладывать к валу щетки для выполнения финишной обработки с требуемым натягом при заданном числе оборотов щетки в минуту.

Список литературы

- Абрашкевич Ю. Д. Полимерно-абразивные щеточные инструменты для обработки металлических и неметаллических поверхностей / Ю. Д. Абрашкевич, Л. Е Пелевин, Г. Н. Мачишин // Нефть и газ Западной Сибири : матер. международной научно-технической конференции. Т. 2. – Тюмень : ТюмГНГУ, 2013. – С. 8–14.
- Попович А. Г. Расчет сил ударного воздействия эластичного волокна на деталь при финишной обработке / А. Г. Попович, Н. В. Гончар, Д. Н. Степанов // Авиационно-космическая техника и технология. – 2012. – №7 (Т. 94). – С. 11–14.
- Osborn International : Каталог продукции / Osborn PRO, 2012. – 105 с.
- Сопротивление материалов / [Г. С. Писаренко, В А. Агарев, А. Л. Квитка и др.]; под ред. Г. С. Писаренка. – К.: Вища школа, 1979. – 696 с.
- Пискунов Н. С. Дифференциальное и интегральное исчисления Т. 2 / Пискунов Н. С. М.: Наука, 1985. – 560 с.

Поступила в редакцию 22.05.2014

Попович О.Г., Гончар Н.В., Степанов Д.М. Розрахунок сили дії пружного волокна чашкового щіткового інструменту на деталь

Складено диференціальні рівняння зігнутої вісі пружного волокна чашкової механічної щітки, які можуть описувати деформацію металічних дротинок або полімерно-абразивних волокон під час обробки деталі з плоскою поверхнею. Згинання пружного волокна, один кінець якого защемлено в маточині чашкової щітки, спричиняється нормальною і дотичною силами реакції, які діють з боку деталі на другий його кінець, а також відцентровим ефектом, обумовленим обертанням щітки. Виведено рівняння для визначення нормальної сили дії пружного волокна на деталь, а також формули для визначення його прогинів у коловому і радіальному напрямках.

Ключові слова: чашкова механічна щітка, сили реакції деталі, відцентрові сили інерції, натяг, прогин, рівняння зігнутої вісі.

Popovich A., Gonchar N., Stepanov D. Calculation of the force of cup brush instrument's elastic fiber action on a part

Differential equations of deflection curve of the cup mechanical brush's elastic fiber able to describe metallic wire or polymer-abrasive fiber deformation at treatment of the part with flat surface are worked out. Bending of the elastic fiber with one end fixed in a cup brush hub is caused by normal and tangential reaction forces acting from the part on the other fiber end and also by centrifugal effect conditioned on brush rotation. Equation for determination of the normal force of the elastic fiber action on the part as well as formulas for determination of the fiber deflections in circumferential and radial directions is deduced.

Key words: cup mechanical brush, reaction forces of the part, centrifugal inertial forces, interference, bending deflection, deflection curve equations.
УДК 621.3.08

А. В. Исаков, Н. П. Степанушкин, канд. техн. наук В. П. Колесник, канд. техн. наук В. В. Колесник, А. О. Гарин

Национальный аэрокосмический университет им. Н. Е. Жуковского «ХАИ», г. Харьков

ОПТИМИЗАЦИЯ ГАЗОРАЗРЯДНОЙ КАМЕРЫ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО УСТРОЙСТВА ДЛЯ ИОННОЙ ПОЛИРОВКИ ПОВЕРХНОСТЕЙ ЛОПАТОК ГАЗОТУРБИННЫХ УСТАНОВОК

Рассмотрена возможность повышения энергетического КПД источника ионов и равномерности распределения плотности ионов по сечению потока за счет оптимизации конфигурации магнитной системы газоразрядной камеры (ГРК) плазменно-ионного ускорителя и определения предпочтительной зоны ввода плазмообразующего газа. Проведено сравнение качественных и количественных характеристик магнитного поля, полученных экспериментальным и расчетным путем. Проведено исследование технологических возможностей устройства для ионной полировки поверхностей лопаток ГТУ.

Ключевые слова: газоразрядная камера, ионная полировка, магнитная система, оптимизация, плазменно-ионный ускоритель.

Актуальность

Одним из направлений повышения ресурса и надежности работы лопаток газотурбинных установок (ГТУ) является уменьшение микронеровностей рабочих поверхностей лопаток. Уменьшение микронеровностей позволяет уменьшить аэродинамическое сопротивление путем уменьшения трения. Для уменьшения трения поверхности лопаток ГТУ полируют.

Среди используемых, в настоящее время, методов полировки (механический, химический, физический) наиболее эффективным методом является ионно-лучевое травление [1].

Постановка задачи исследования

Для реализации ионно-лучевого травления используются автономные ионные источники различного типа, позволяющие генерировать потоки ионов требуемых энергий и плотностей.

Наиболее эффективными являются источники плазмы, разработанные на основе плазменных ионных движителей. Один из них — плазменный ионный ускоритель (ПИУ) или источник Кауфмана — является наиболее приемлемым ускорителем для технологических целей. Данный тип ускорителя заряженных частиц позволяет получать квазиравномерное распределение потока ионов по сечению ускорителя с регулируемой в широком диапазоне энергией[2].

К технологическому источнику ионов, предназначенному для ионной полировки поверхностей деталей ГТУ, могут быть предъявлены следующие требования [3]:

- низкая цена ионов (высокий энергетичес-

кий КПД генератора ионов);

 независимая регулировка энергии и плотности ионного потока, поступающего на обрабатываемый объект;

- максимальная, допустимая физическими законами, плотность ионного тока в пучке;

 высокая однородность распределения плотности ионного тока и энергии по сечению пучка;

- ресурс, позволяющий в течение срока эксплуатации окупить изготовление ускорителя.

Одним из основных требований, предъявляемых к ионному ускорителю, является высокая однородность распределения плотности ионов по сечению потока ускорителя (не менее 95 %), что позволяет равномерно обрабатывать крупногабаритные детали [2].

Другим важным требованием является максимальное КПД ускорителя, а именно, уменышение энергетических затрат на генерацию потока ионов.

КПД ПИУ определяется процессами в ГРК, которые зависят не только от величины и конфигурации магнитного поля, но и от зоны ввода нейтральных атомов рабочего тела (РТ) [4].

Выбор наиболее оптимальной зоны ввода атомов РТ позволит увеличить коэффициент использования РТ. Из вышеизложенного следуют требования, предъявляемые к устройству для ионной полировки: оптимальная конфигурация магнитной системы ПИУ, оптимальная зона ввода атомов рабочего тела в ГРК ПИУ. Задачи исследования разделены на три этапа. На первом этапе разрабатывается математическая модель, позволяющая определять количественные и каче-

© А. В. Исаков, Н. П. Степанушкин, В. П. Колесник, В. В. Колесник, А. О. Гарин, 2014

ственные характеристики магнитного поля. На втором этапе — сравнение полученных результатов. На третьем этапе — определение наиболее оптимальной зоны ввода атомов РТ.

Требования, предъявляемые к магнитной системе ПИУ

Для повышения КПД источника ионов магнитная система ПИУ должна обеспечивать следующие условия:

 - формировать между полюсными наконечниками замкнутую пространственную конфигурацию магнитного поля определенной формы с обеспечением требуемой магнитной индукции (обеспечивать существование магнитной ловушки);

 обеспечивать минимум «сквозного» электронного тока, т. е. ток электронов, выходящих из катода и уходящих на анод без ионизационных столкновений;

 максимум величины магнитной индукции (между полюсными наконечниками) должен находиться, по возможности, ближе к наружному полюсному наконечнику (магнитное поле оказывает влияние на распределение плотности плазмы по сечению ускорителя перед экранным электродом ИОС);

 величина магнитной индукции должна быть минимальна вблизи ускоряющего электрода (наиболее равномерное распределение плотности ионного потока достигается, если возле ускоряющего электрода будет минимум величины магнитной индукции);

 стабильность магнитной индукции в условиях длительной эксплуатации и температурного воздействия;

- простота конструкции и ее технологичность.

Как правило, магнитная система состоит из: полюсных наконечников, магнитопроводов и источников магнитного поля, которые могут быть представлены в виде: электромагнитных катушек или постоянных магнитов.

Постоянные магниты имеют ряд преимуществ перед электромагнитными устройствами, однако, ряд особенностей (невозможность регулирования величины магнитной индукции во время технологического процесса, старение, низкая рабочая температура) ограничивают их применение.

В свою очередь, электромагнитные устройства позволяют изменять величину магнитной индукции во время технологического процесса, тем самым обеспечивать наиболее оптимальный режим работы ускорителя. Для лабораторной технологической установки наиболее приемлемой является магнитная система на основе электромагнитных устройств, которой свойственно: возможность изменения магнитной индукции в широких пределах, стабильность магнитной индукции в условиях длительной эксплуатации и температурного воздействия.

Модель магнитной системы ПИУ

В существующих конструкциях полюсные наконечники и магнитопроводы, на которые устанавливаются электромагнитные катушки, изготовлены из низкоуглеродистой стали. В расчете конфигурации магнитного поля учесть все имеющиеся особенности материала сложно, так как низкоуглеродистой стали, как и любому материалу, характерна неоднородность свойств. Достаточно сложно учесть процесс старения низкоуглеродистой стали в зависимости от условий эксплуатации [5]. Следствием этого является использование усредненных характеристик материала магнитопровода и эквивалентной модели расчета.

Модель магнитной системы представлена на рисунке 1.



Рис. 1. Модель магнитной системы с электромагнитными катушками: 1 – наружный полюсный наконечник; 2 – магнитопровод; 3 – внутренний полюсный наконечник; 4 – электромагнитная катушка

Разработана математическая модель, позволяющая определять величину и конфигурацию вектора магнитной индукции [4]. Проведено исследование первоначальной конфигурации магнитной системы ПИУ. Результаты расчета приведены на рисунках 2, 3.

Анализ первоначальной конфигурации магнитной системы показывает, что максимум величины магнитной индукции расположен вблизи анода. Магнитные силовые линии пересекают анод, что уменьшает время существования электронов в ГРК.



Рис. 2. Распределение вектора магнитной индукции в сечении магнитной системы



Рис. 3. Величина теоретически определенной магнитной индукции в магнитном зазоре

Магнитная линза между внутренним и наружным магнитопроводами практически отсутствует, что сводит эффективность ускорителя к минимуму.

Изменение конфигурации модели магнитной системы ПИУ дает результаты, представленные на рисунках 4–5.



Рис. 4. Распределение магнитных линий в сечении магнитной системы в зазоре между полюсными наконечниками



Рис. 5. Величина магнитной индукции в зазоре между полюсными наконечниками

В результате проведенных теоретических исследований получена конфигурация магнитной системы, соответствующая всем предъявляемым к ней требованиям, а именно: получена ярко выраженная магнитная линза между полюсными наконечникам, получен минимум величины магнитной индукции в области ИОС, уменьшен «сквозной» электронный ток.

Экспериментальное определение конфигурации и величины магнитного поля ионного ускорителя

Для определения величины магнитной индукции использовался стенд, представленный на рисунке 6.



Рис. 6. Стенд для определения магнитной индукции: 1 — магнитная система ПИУ; 2 — шуп с датчиком Холла; 3 — СЭП магнитной системы ПИУ; 4 — координатное устройство; 5 — СЭП датчика Холла

В результате эксперимента определены осевая и радиальная составляющие магнитной индукции. По результатам эксперимента определен доверительный интервал и среднее значение магнитной индукции [6, 7].

На рисунке 7 представлено изменение экспериментального значения магнитной индукции (1) с доверительным интервалом и расчетного значения магнитной индукции (2) в зависимости от радиуса.

Изменение относительной погрешности в зависимости от радиуса представлено на рисунке 8.

Максимальная величина относительной погрешности составила 16 %. Таким образом, математическая модель позволяет определять значение магнитной индукции в необходимой области с достаточной точностью.

Для определения качественных характеристик распределения вектора магнитной индукции использовался «метод железных опилок», который позволяет определять конфигурацию магнитных силовых линий. Стенд экспериментального определения распределения магнитной индукции представлен на рисунке 9.



Рис. 7. Изменение теоретического значения магнитной индукции (2) и среднего значения магнитной индукции (1) в зависимости от *R*



Рис. 8. Относительное значение погрешности расхождения теоретических значений от экспериментальных значений



Рис. 9. Стенд экспериментального определения распределения магнитной индукции:

1 - магнитная система; 2 - лист бумаги с опилками

На рисунке 10 представлено экспериментально определенное распределение магнитной индукции. На рисунке 11 представлено расчетное распределение магнитной индукции.



Рис. 10. Экспериментально определенное распределение вектора магнитной индукции (*a*) и расчетное распределение магнитной индукции



Рис. 11. Расчетное распределение вектора магнитной индукции

Из анализа характерных зон (a, δ, e) , представленных на рисунке 10 и рисунке 11, можно сделать вывод, что конфигурация распределения магнитной индукции, полученная расчетным путем, идентична конфигурации распределения магнитной индукции, полученной экспериментально.

Зона ввода нейтральных атомов РТ в объем камеры

Для оптимальной работы ГРК ПИУ имеет значение зона ввода нейтральных атомов РТ в объем камеры. Основная ионизация РТ происходит в области с максимальной магнитной индукцией, т. е. в области между полюсными наконечниками. Рассмотрим расчетную схему, представленную на рисунке 12.



Рис. 12. Расчетная схема определения ввода нейтральных атомов в ГРК: 1 – стенка ГРК; 2 – внутренний полюсный наконечник; 3 – анод-коллектор; 4 – катод

Так как степень ионизации пропорциональна произведению концентрации электронной на концентрацию нейтральной компоненты и ввиду центрального расположения катода, в приосевой зоне концентрация электронной компоненты больше, чем в периферии, то распределение нейтральной компоненты должно иметь обратную закономерность.

Увеличение коэффициента использования рабочего тела возможно за счет увеличения срока существования атомов РТ в ГРК ПИУ. Так как режим течения в ГРК молекулярно-вязкостный, соответственно частоты соударения молекул друг с другом и со стенками вакуумной камеры одинаковы, соответственно если отверстия в аноде-коллекторе расположить только с наружной стороны и под определенным углом, то осевая зона будет обеднена атомами РТ. Для определения угла отверстий в аноде коллекторе использовался метод Монте-Карло, который позволяет определить пространственное распределение формируемых молекулярных потоков [8]. На основании литературного анализа определения плотности потока частиц для данного расчетного случая выбран наиболее оптимальный угол 5° относительно азимутального направления [9].

Исследование технологических возможностей устройства для ионной полировки поверхностей лопаток ГТУ

В результате проведения теоретических и экспериментальных исследований разработан ПИУ, представленный на рисунке 13.



Рис. 13. Плазменно-ионный ускоритель с диаметром ИОС 140 мм

Проведено исследование технологических возможностей ПИУ как устройства для ионной полировки. Результаты представлены на рисунке 14.



Рис. 14. Микрофотография поверхности лопатки ГТД до проведения ионной полировки при помощи ПИУ (*a*) и после (*б*)

Выводы

- На основании литературных данных и поставленной задачи выбран ионный источник и сформулированы требования, предъявляемые к технологическому ускорителю.
- Разработана модель оптимизации магнитной системы ПИУ. В результате решения оптимизационной задачи определена наиболее оптимальная конфигурация магнитной системы. Проведено сравнение экспериментальных и теоретических результатов распределения вектора магнитной индукции и величины магнитной индукции.
- Проведен выбор наиболее оптимального угла в аноде-коллекторе для наиболее равномерного распределения плотности ионного потока ускорителя.
- 4. Проведено исследование технологических возможностей устройства для ионного полирования поверхностей лопаток ГТУ.

Список литературы

- Степанушкин Н. П. Использование плазменного ионного ускорителя для обработки поверхностей / Н. П. Степанушкин, Д. В. Слюсарь, В. П. Колесник // Второй корейско-украинский симпозиум по технологии газотурбинных двигателей. 2005. С. 89–94.
- Белан Н. В. Применение плазменного ионного ускорителя при производстве и ремонте изделий авиационно-космической техники / Н. В. Белан, Прокопенко А. Н., Степанушкин Н. П. // Новые разработки и технологии в газотурбостроении : матер. 2-й научн.техн. конф. Кривой рог, 2004. С. 63–66.
- Плешивцев Н. В. Физические проблемы катодного распыления / Н. В. Плешивцев. – М. : Атомиздат., 1979. – 87 с.
- Исаков А. В. Устройство для очистки поверхности лопаток газотурбинной установки / А.В.Исаков // Вестн. Рыбинск. гос. авиац. техн. ун-та. – 2011. – № 2. – С. 58–62. – Библиогр.: с. 62.
- Дружинин В. В. Магнитные свойства электротехнической стали / В. В. Дружинин. – М. : Энергия, 1974. – 237 с.

- Касандрова О. Н. Обработка результатов наблюдений / О. Н. Касандрова, В. В. Лебедев. – М.: Наука, 1970. – 104 с.
- Преображенский В. П. Теплотехнические измерения и приборы / В. П. Преображенский. М.: Энергия, 1978. – 704 с.
- Саксаганский Г. Л. Молекулярные потоки в сложных вакуумных структурах / Г. Л. Саксаганский. – М. : Атомиздат., 1980. – 108 с.
- Ермаков С. М. Метод Монте-Карло и смежные вопросы / С. М. Ермаков. М. : Наука, 1975. – 95 с.

Поступила в редакцию 04.07.2013

Ісаков О.В., Степанушкін М.П., Колесник В.П., Колесник В.В., Гарін А.О. Оптимізація газорозрядної камери технологічного пристрою для іонного полірування поверхні лопаток газотурбінних установок

Розглянута можливість підвищення енергетичного КПД джерела іонів і рівномірності розподілу густини іонів по перетину потоку за рахунок оптимізації конфігурації магнітної системи газорозрядної камери плазмово-іонного прискорювача і визначення переважної зони введення плазмоутворюючого газу. Проведено порівняння якісних і кількісних характеристик магнітного поля, отриманих експериментальним і розрахунковим шляхом. Проведено дослідження технологічних можливостей пристрою для іонного полірування поверхонь лопаток ГТУ.

Ключові слова: газорозрядна камера, іонне полірування, магнітна система, оптимізація, плазмово-іонний прискорювач.

Isakov A., Stepanushkin N., Kolesnik V., Kolesnik V., Garin A. Optimization discharge chamber technological devices for ion surface polishing blades gas turbines

Possibility of rise of power is considered coefficient useful effect of source of ions and evenness of distributing of closeness of ions on the section of stream due to optimization of magnetic system configuration of gas-unloading chamber of the plasma-ionic accelerating and determination of preferable area of input inert gas. Comparison of the high-quality and quantitative descriptions of the magnetic field, got an experimental and computation way, is conducted. Research of technological possibilities of device for the ionic polish of surfaces of shoulderblades of gas-turbine equipment is conducted.

Key words: discharge chamber, ion polishing, magnetic system, optimization, plasma-ion accelerator.

УДК 621.452.3

Канд. техн. наук В. Ф. Мозговой¹, В. А.Панасенко¹, д-р техн. наук А. Я. Качан², И. И. Котов¹

¹АО «Мотор Сич», ²Запорожский национальный технический университет; г. Запорожье

МЕТОД ПАРАМЕТРИЗАЦИИ УПРАВЛЯЮЩИХ ПРОГРАММ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ ГТД НА МОДЕРНИЗИРОВАННЫХ МНОГОКООРДИНАТНЫХ СТАНКАХ С ЧПУ

Предложен метод расчета и параметризации пятикоординатных управляющих программ обработки деталей на станках с ЧПУ с системой Sinumerik-840D для унификации программ при передаче со станка на станок.

Ключевые слова: управляющая программа, метод, станок с ЧПУ, обработка.

Постановка задачи

Задачей современного наукоемкого авиационного производства является неуклонное совершенствование технологического обеспечения выполнения усложняющихся конструкторских задач при производстве деталей авиационных двигателей. Одним из приоритетов в этом направлении на АО «Мотор Сич» является поиск и внедрение в производство современных технологий, модернизация и капитальный ремонт оборудования с ЧПУ. Поставленная руководством предприятия задача модернизации металлорежущего оборудования с ЧПУ с особыми технологическими требованиями явилась одной из важных условий снижения затрат и повышения конкурентоспособности.

Используемое ранее оборудование с ЧПУ, в частности обрабатывающие центра, морально и физически устарели, а приобретение нового требует значительных капиталовложений. На предприятии пошли по пути модернизации существующего станочного парка, модернизировав систему управления и привода, восстановив механические узлы и гидравлику. На станки были установлены разработанные в ОКБ высокомоментные приводные столы, заменена система ЧПУ. В итоге, полученное оборудование приобрело не только первоначальные технические характеристики, но и значительно были расширены его технологические возможности.

Модернизация производится в плановом порядке. В качестве базовой системы ЧПУ была выбрана многофункциональная модульная система ЧПУ SINUMERIK-840D [1].

Имея на предприятии несколько успешно модернизированных станков модели ИС-800, перед службой технологического программирования стал вопрос об унификации управляющих программ обработки. Задача заключалась в том, чтобы обеспечить производство управляющими программами на одни и те же модели станков без дополнительного пересчета в зависимости от изменяющихся технологических и станочных параметров. В более широком смысле задача состояла в расширении предложенного способа унификации и использование управляющих программ на ранее приобретенном импортном оборудовании с ЧПУ, родственное модернизированному.

Цель работы

Разработать метод генерирования через постпроцессор управляющих программ 5-координатной непрерывной и позиционной обработки деталей ГТД на модернизированных 5-координатных обрабатывающих центрах класса ИС-800, оснащенных системой ЧПУ Sinumerik-840D.

Предложенный метод должен исключать в дальнейшем необходимость пересчета управляющих программ в САМ-системе при непрогнозируемом изменении станочных и технологических параметров обработки. Созданная унификация управляющих программ на АО «Мотор Сич» решает вопрос не только по сокращению сроков подготовки УП на модернизированное оборудование, но и обеспечивает совершенствование эксплуатации ранее поставленного импортного оборудования с ЧПУ, не имеющего современного программного обеспечения системы ЧПУ в области пятикоординатных внутренних преобразований.

Содержание и результаты исследований

Необходимо отметить, что рассматривается пятикоординатная и позиционная обработка (3+2) деталей, примерами которой могут служить моноколеса, центробежные колеса, корпуса с наклонными плоскостями и т. д.

© В.Ф. Мозговой, В. А. Панасенко, А. Я. Качан, И. И. Котов, 2014

Современное оборудование с ЧПУ, предназначенное для многокоординатной обработки деталей, характеризуется мощным вычислительным модулем, которым является система ЧПУ станка. Внешние и внутренние преобразования системы ЧПУ Sinumerik-840D современных станков при 5-осевой обработке обеспечивают выполнение специфических функций, характерных для многоосевой обработки. Одной из таких функций является функция трансформации 5-осевой обработки – TRAORI.

Применение 5-осевой трансформации позволяет компенсировать движения инструмента во время обработки, которые получаются в результате изменения ориентации, с помощью соответствующих компенсационных движений геометрических осей. Ориентационные движения разделены от движений по контуру детали. Это позволяет ориентировать инструмент в любом нужном положении в каждой точке рабочей зоны. Расчет также включает автоматическую компенсацию длины инструмента. Далее кинематическая трансформация преобразует эту информацию в команды движения реальных осей станка.

Непременное условие — это станок, который может контролировать движение инструмента одновременно в 5-ти осях. Обычно это три линейные оси X, Y, Z, плюс дополнительно две круговые оси, которые и характеризуют 5-координатный станок в целом (рис. 1).

Ориентация инструмента при программировании перемещений описывается стандартными средствами языка программирования системы ЧПУ Sinumerik-840D и задается непосредственно в кадрах УП. Применение обычных методов программирования без функции TRAORI не связывает взаимные перемещения линейных и круговых осей в единое целое при изменении одного из компонентов управления. В результате, движения исполнительных механизмов станка формализованы в пространстве (рис. 2), зависят от кинематики станка и величин компонентов. Программа становится «жесткой». Функция трансформации TRAORI в реальном времени осуществляет преобразования при одновременном движении 5-ти осей. В этом случае, сгенерированная программа не зависит от кинематики станка и величин компонентов.



Рис. 2. Движение инструмента без функции TRAORI

Управляющая программа, как правило, содержит следующие данные:

- линейные координаты, которые необходимо достичь вершине инструмента X, Y и Z;

- фактические позиции осей А, В, С, по отношению к детали.

Способы задания углов ориентации оси инструмента относительно детали рассматриваются вне данной статьи.

Когда в УП трансформация включена, позиции осей Х, Ү, Z всегда относятся к вершине инструмента. Изменение позиций круговых осей, участвующих в трансформации, приводит к компенсационным движениям линейных осей станка, таким образом, чтобы позиция вершины инструмента относительно детали была неизменной (рис. 3).

Данная технология реализована на всех современных 5-координатных станках с ЧПУ оснащённых системой Sinumerik. Функция TRAORI включена в стандартный пакет программного обеспечения системы ЧПУ Sinumerik-840D пятиосевой обработки.



X, Y, Z Оси перпендикулярные друг другу A, B, C Оси вращения вокруг осей X, Y, Z

Вращение круговых осей определяется правилом правого винта или руки, Вращение происходит по часовой стрелке если мы смотрим вдоль положительного направления оси.

Рис. 1. Оси 5-координатного станка с ЧПУ



Рис. 3. Движение инструмента с функцией TRAORI

Она эффективно используется технологамипрограммистами при подготовке управляющих программ обработки деталей на хорошо зарекомендовавших себя 5-координатных станках фирм HURON, HERMLE [2].

Удобство подготовки программ с применением функции TRAORI состоит еще и в том, что технологу не нужно учитывать в расчете высоту приспособления и геометрические размеры взаимного расположения круговых столов станка. Технолог рассчитывает управляющую программу относительно нулевой точки программирования, находящейся на опорном торце приспособления и совпадающей с опорным технологическим торцем детали или в любой другой удобной для него точке.

Нулевая точка программирования при 5-осевой обработке не обязательно должна быть неподвижной в пространстве, как ранее требовала классическая схема расчета.

При настройке оборудования наладчик переносит ноль станка в выбранную технологом нулевую точку программирования, вносит на пульте ЧПУ соответствующие смещения базы по G54, а учет геометрических размеров радиусов качания столов учитывается внутренними преобразованиями процессора через функцию TRAORI в управляющей программе (рис. 4).



Рис. 4. Настройка станка с функцией TRAORI

Для того, чтобы избежать столкновения на станке во время обработки, функция TRAORI позволяет зафиксировать точку относительно поверхности детали и следовать вершиной инструмента за ней при повороте столов.

В качестве базовой модели для модернизации был предложен 3-координтаный обрабатывающий центр ИС-800. Этот тип станка включает несколько моделей станков похожих по кинематической структуре: ИР-500, ИС-500, ИР-800. В ходе модернизации на этот станок были установлены высокомоментные поворотные столы, разработанные и изготовленные в ОКБ предприятия (рис. 5) [3].



Рис. 5. Высокомоментные поворотные столы

Трехкоординатный станок после модернизации и замены системы ЧПУ приобрел статус 5-координатного. На модернизированных станках ИС-800, где через систему ЧПУ не реализован режим трансформации TRAORI, при создании УП технологу программисту приходилось учитывать расстояние от оси вращения горизонтального стола до зеркала вертикального стола (назовем его R21 – «PIVOT OFFSET»), а также высоту приспособления (назовем ее R22) (рис. 6).



Рис. 6. Система координат программирования при классической схеме расчета: R21 – параметр PIVOT OFFSET; R22 – высота приспособления

Это, так называемая, классическая схема расчета управляющих программ на 5-координатное оборудование. Нулевая точка программирования (точка М) в таком случае должна быть обязательно неподвижной в пространстве при всех движениях стола «В».

Расчет движения инструмента в САМ-системе осуществлялся относительно этой точки. При внеплановом или плановом изменении величин R21 или R22 происходит смещение заготовки в пространстве вдоль оси поворотного стола «А». Именно по этой причине ранее рассчитанные управляющие программы необходимо было пересчитывать с учетом изменившихся значений. Данная технология работы была очень громоздкой.

Практика показала, что необходимость пересчета программ возникает довольно часто, так как после каждого ремонта станка и его последующей настройки, параметр R21 изменяется. Также, если взять другое приспособление (параметр R22), высота которого хотя бы на сотые доли миллиметра не совпадает с первым, УП также необходимо было пересчитывать с учетом новой величины.

Ко всему прочему, даже на нескольких станках одной модели параметр R21 — «PIVOT OFFSET» — есть величина переменная, и программу нельзя было переставить со станка на станок без пересчета. Программы были не взаимозаменяемые.

Пересчет одних и тех же УП на разные станки одной модели с разными станочными константами представлял очень трудоемкий процесс и был сопряжен с возможными ошибками.

Для минимизации трудозатрат и исключения возможных механических ошибок при вынужденных пересчетах программ специалисты отдела программирования станков с ЧПУ Управления главного технолога АО «Мотор Сич» предложили новый формат УП под систему ЧПУ Sinumerik-840D.

Предложенный формат полностью решал проблему взаимозаменяемости управляющих программ, которые перестали быть зависимы от параметров настройки станка R21 и высоты приспособления R22. Новый метод расчета хотя и не обладал в полной мере всеми характеристиками, присущими «фирменной» функции TRAORI, однако, позволил унифицировать программы и отказаться от трудоемкого пересчета при передаче УП со станка на станок.

На модернизированных обрабатывающих центрах ИС-800 с системой ЧПУ Sinumerik-840D в одном из механических цехов предприятия был опробован и отлажен математический модуль, отвечающий за правильность интерпретации параметризированных программ обработки.

В результате автоматизации через разработанный постпроцессор в кадрах УП выводились математические вычисления, учитывающие при качаниях столов параметры R21 и R22. При эксплуатации такого вида программ численной значение «PIVOT OFFSET» и высота приспособления (параметры R21 и R22) вводились наладчиком непосредственно на стойку ЧПУ станка перед обработкой детали. Численные значения этих величин наладчик измерял самостоятельно доступными средствами контроля прямо на станке перед обработкой детали или раньше.

Расчет траектории движения режущего инст-

румента выполнялся относительно нулевой точки программирования, расположенной на опорном технологическом торце детали (рис. 7), т. е. на опорной поверхности приспособления. Расчет, за-



Рис. 7. Система координат программирования при новом методе расчета

Предложенная технология работы позволила на качественно новом уровне подойти к решению актуальной задачи взаимозаменяемости управляющих программ на разные станки одной модели.

После проведенных испытаний и внедрения новой технологии подготовки УП отпала необходимость в пересчете программ на 5-координатное оборудование вводимое в эксплуатацию после текущего или капитального ремонта.

Управляющие программы можно свободно «переносить» со станка на станок одного типа, и не только! При совпадении осей координат программирования на станках разных моделей, отлаженная и внедренная программа на одном станке, способна работать и на другом. Только подходить к решению этой задачи необходимо с большим вниманием, поскольку на разных станках может отличаться начальные и конечные кадры программы, но это уже совсем другая область применения средств автоматизации, которая зависит от особенностей программирования на данный станок.

В производственных цехах АО «Мотор Сич» успешно эксплуатируются пятикоординатные обрабатывающие центры фирмы LIECHTI ТВ-1005 (рис. 8). Эти станки и модернизированные станки ИС-800 (рис. 9, 10) имеют схожую кинематическую схему. Это позволило за счет применения на двух станках фирмы LIECHTI, не имеющих функции TRAORI, параметризации управляющих программ, обеспечить взаимозаменяемость УП. Ранее на эти станки программы рассчитывались независимо друг о друга — на один и на другой станок отдельно.



Рис. 8. 5-координатный станок ТВ-1005 фирмы LIECHTI



Рис. 9. Модернизированный 5-координатный станок ИС-800 с системой ЧПУ SINUMERIK-840D

Благодаря применению параметризации управляющих программ, стало возможным переносить программы со станка на станок, не опасаясь, что параметры станочных констант разные.

Совершенствуя разработанную стратегию расчета, специалисты отдела программирования станков с ЧПУ также разработали автоматизацию перевода любой ранее рассчитанной УП без параметров, в новый формат, поддерживающий параметризацию. Благодаря этому, были значительно сокращены сроки подготовки управляющих программ обработки деталей на обрабатывающих центрах.



Рис. 10. Рабочая зона модернизированного 5-координатного станка ИС-800

Заключение

Рассматривая новые инновационные подходы к решению производственных и технологических задач, полученный положительный эффект от внедрения прогрессивных методов расчета позволил поднять на качественно новый уровень эксплуатацию модернизированного оборудования с ЧПУ и доказал перспективность постоянного совершенствования методов подготовки управляющих программ 5-координатной обработки.

Список литературы

- Бурма А. Ф. Изготовление, модернизация и ремонт обрабатывающих центров, станков с ЧПУ и другого оборудования на АО «Мотор Сич» / Бурма А. Ф. // Промышленность в Фокусе. – 2013. – Т. 5, № 9. –С. 30–37.
- Панасенко В. А. АО «Мотор Сич»: интеллектуальный и производственный потенциал – гарант успеха предприятия / Панасенко В. А. // Промышленность в Фокусе. – 2013. – Т. 5, № 9. – С. 49–51.
- Столы программно-поворотные и системы круговых осей : справочник // АО «Мотор Сич», 2013, март. –23 с.

Поступила в редакцию 14.04.2014

Мозговий В.Ф., Панасенко В.О., Качан О.Я., Котов І.І. Метод параметризації керуючих програм обробки деталей ГТД на модернізованих багатокоординатних верстатах з ЧПК

Запропоновано метод розрахунку та параметризації п'ятикоординатних керуючих програм обробки деталей на верстатах з ЧПК з системою Sinumerik-840D для уніфікації програм при передачі з верстата на верстат.

Ключові слова: керуюча програма, метод, станок з ЧПК, обробка.

Mozgovoy V., Panasenko V., Kachan A., Kotov I. Method parametrization of operating programs of processing details engines on the modernised multicoordinate machine CNC

The method of calculation and parametrization of five-coordinate operating programs of processing details on machine CNC with system Sinumerik-840D for unification of programs at transfer from the machine tool on the machine tool is offered.

Key words: control of program, method, CNC machine, handling.

УДК 669.245.018.044:620.193.53

Канд. техн. наук С. В. Гайдук, канд. техн. наук В. В. Кононов

Запорожский национальный технический университет, г. Запорожье

ПРИМЕНЕНИЕ МЕТОДОВ ПАССИВНОГО И АКТИВНОГО ЭКСПЕРИМЕНТА К ОЦЕНКЕ ВЛИЯНИЯ ГАФНИЯ НА ХАРАКТЕРИСТИЧЕСКИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ МНОГОКОМПОНЕНТНОГО НИКЕЛЕВОГО СПЛАВА

Методами пассивного и активного эксперимента оценено влияние гафния на характеристические температуры многокомпонентной системы Ni-16Cr-5Co-2, 7Al-2, 7Ti-4W-4Mo-0,015Zr-0,015B-0,09C. Представлены результаты расчетов методом CALPHAD в сравнении с экспериментальными данными, полученными методом дифференциального термического анализа (ДТА) для опытных составов с добавками гафния в исследованном диапазоне легирования и исходным составом без гафния.

Ключевые слова: литейные жаропрочные коррозионностойкие никелевые сплавы, система легирования, характеристические температуры, ликвидус, солидус, интервал кристаллизации.

Введение

Известно [1—6], что жаропрочность многокомпонентных сплавов на никелевой основе сильно зависит от количества и состава упрочняющей γ' - фазы, ее дисперсности, морфологии и характера сопряжения фазовой границы (матрица упрочняющая фаза), легированности твердого раствора. Работоспособность материалов данного класса в значительной мере определяется термодинамической стабильностью γ' - фазы, температурой (конца) полного растворения ($t_{\Pi.P.\gamma'}$), а

также другими характеристическими температурами сплава.

Во многих исследовательских работах показано, что введение оптимальных добавок гафния приводит к одновременному повышению как прочностных характеристик, так и показателей пластичности. При этом отмечается, что положительное влияние гафния заключается не только в измельчении дендритной структуры, но и в благоприятном изменении морфологии карбидной фазы, повышении термической стабильности основной упрочняющей γ' - фазы при замедлении скорости диффузионных процессов [4–8].

В работах [1–3, 8, 9] показано, что введение гафния повышает пластичность сплавов систем Ni-Cr-Fe и Co-Ni-Cr, а также благоприятно влияет на комплекс служебных характеристик жаропрочных никелевых сплавов. Так, в промышленное производство США были внедрены модернизированные составы, легированные гафнием: сплав B-1900+Hf под маркой MM-007; сплав

© С. В. Гайдук, В. В. Кононов, 2014

Инко 713C+Hf под маркой MM-004.

В исследованиях [7—9] отмечается, что в составе многокомпонентных жаропрочных коррозионностойких никелевых сплавах возможно снижение содержания хрома при одновременном введении оптимальных добавок гафния, что способствует повышению структурной стабильности, а также прочностных характеристик, при этом не снижаются параметры поверхностной стабильности при длительном воздействии высоких температур в агрессивных средах.

В настоящее время по теории легирования многокомпонентных никелевых систем достаточно много информации [10-14], однако, недостаточно освещены вопросы, связанные с оценкой влияния легирующих элементов на характеристические температуры растворения или выделения отдельных фаз в таких системах. Поэтому, данная область исследований важна и актуальна для развития теории легирования по разработке сплавов нового поколения, а также по совершенствованию составов известных промышленных марок литейных жаропрочных коррозионностойких никелевых сплавов с целью улучшения комплекса их служебных характеристик для конкретных технических условий эксплуатации.

Постановка задачи

Целью настоящей работы является сравнительная оценка влияния гафния на характеристические температуры выделения и растворения фаз в многокомпонентной системе Ni-16Cr-5Co-2,7Al-2,7Ti-4W-4Mo-0,015Zr-0,015B-0,09С (сплав ЖС3ЛС, средний уровень легирования) с помощью пассивного эксперимента расчетным методом CALPHAD [15] и активного эксперимента методом дифференциального термического анализа (ДТА) [16, 19].

Метод пассивного эксперимента заключается в компьютерном моделировании процессов кристаллизации (охлаждения) или нагрева, основанном на расчетном методе CALPHAD. Компьютерное моделирование данных процессов позволяет провести расчеты по оценке влияния гафния на характеристические температуры выделения или растворения отдельных фаз в опытных составах, в сравнении с исходным составом без добавок гафния.

Расчеты характеристических температур проводились индивидуально по каждому исследованному составу при введении гафния (Hf) в фиксированный многокомпонентный состав Ni-16Cr-5Co-2,7Al-2,7Ti-4W-4Mo-0,015Zr-0,015B-0,09C с концентрационным шагом 0,5 % (по массе) внутри исследуемого диапазона 0,5–5,0 %.

Эффективность метода пассивного эксперимента заключается в получении достоверной информации при проведении прогнозирующих расчетов, основанных на надежных физических принципах и имеет ряд значительных преимуществ по сравнению со статистическими методами.

Расчеты, полученные путем компьютерного моделирования, позволяют без многократных промежуточных экспериментальных плавок определить характеристические температуры выделения или растворения отдельных фаз, а также температурные интервалы фазовых превращений, в зависимости от содержания гафния в исследуемом диапазоне легирования для приведенной выше многокомпонентной системы.

Результаты расчетов, полученные методом CALPHAD сравнивали с данными, полученными экспериментальным методом ДТА, которые в дальнейших исследованиях могут использоваться для расчетного прогнозирования других важных характеристик материала (физических, прочностных, технологических) и т. д.

Анализ результатов

При охлаждении (кристаллизации) или нагреве в многокомпонентных жаропрочных никелевых сплавах протекает ряд фазовых превращений, определяющих фазовый состав и конечную структуру. Химический состав отдельных фаз и структура в целом предопределяют температурные интервалы протекания основных фазовых превращений при нагреве, к которым относятся растворение частиц γ' - фазы в γ - твердом растворе, растворение или плавление неравновесных эвтектических выделений $\gamma + \gamma'$, плавление *γ* - твердого раствора, растворение карбидов.

К негативным структурным изменениям, ведущим к снижению служебных свойств или потере работоспособности, могут приводить неблагоприятные фазовые превращения, протекающие в многокомпонентных сплавах при недостаточно сбалансированном химическом составе. При охлаждении (кристаллизации) из жидкого состояния указанные превращения протекают в обратном порядке [16–18].

Компьютерное моделирование процессов охлаждения (кристаллизации) для конкретного состава осуществлялось от температуры жидкого состояния (1400 °C) до комнатной температуры (20 °C) либо при нагреве в обратном порядке, с температурным шагом 10 °C внутри всего температурного диапазона, при фиксированной расчетной величине содержания гафния. Пошаговое легирование гафнием в исследуемом диапазоне 0,5–5,0 % (по массе) позволяет рассчитать и оценить влияние гафния на характеристические температуры выделения (растворения) фаз, а также температурные интервалы фазовых превращений индивидуально для конкретного опытного состава.

На рисунке 1 и в таблице 1 представлены результаты расчетов, полученные по определению характеристических температур в процессе охлаждения (кристаллизации), а также нагрева исходного состава без гафния и опытных составов с гафнием в исследованном диапазоне.

Данный подход позволил без проведения прямых экспериментов получить зависимость основных характеристических температур от содержания гафния в исследованном диапазоне для конкретной многокомпонентной системы: температуру полного расплавления ликвидус – (t_L) ; температуру плавления γ - твердого раствора со-

лидус — (t_S) ; температуру эвтектических $\gamma' + \gamma$ - превращений — $(t_{\partial BT})$; температурный интервал кристаллизации — (Δt_1) ; температуру начала растворения основной упрочняющей γ' - фазы) —

 $(t_{H.P.}^{\gamma'});$ температуру полного растворения γ' фазы – $(t_{\Pi.P.}^{\gamma'});$ температурный интервал для проведения термической обработки на твердый раствор (гомогенизация) – (Δt_2) .

Анализ результатов, представленных на рисунке 1 и в таблице 1 показывает, что с повышением содержания гафния в исследованном диапазоне снижаются характеристические темпертуры – t_L , t_S , t_{BT} , кроме температур начала растворения $t_{H.P.}^{\gamma'}$ и полного растворения $t_{\Pi.P.}^{\gamma'}$ основной упрочняющей γ' - фазы, которые постепенно повышаются. Так, температура ликвидус (t_L) при содержании гафния 5,0% по массе снизилась почти на 40 °C; температура солидус (t_S) снизилась почти на 270 °C; температура эвтектических превращений $(t_{\mathcal{PBT}})$ снизилась более, чем на 65 °C, по сравнению с аналогичными характеристическими температурами для исходного состава без добавок гафния (см. табл. 1).

При этом, температурный интервал кристаллизации $\Delta t_1 = (t_L - t_S)$ расширился более, чем на 130 °C, что может повлечь за собой после кристаллизации увеличение структурной неоднородности за счет повышения дендритной ликвации. В то же время, температурный интервал для проведения гомогенизирующей термической обработки $\Delta t_2 = (t_{BBT} - t_{\Pi.P.} \gamma')$ сужается, и при содержании гафния 3,5–4,0% (по массе) и более практически вырождается до отрицательных величин, что говорит о невозможности проведения гомогенизирующей термической обработки на твердый раствор (см. рис. 1, табл. 1).

Расчеты показали, что при повышении содержания гафния до 5,0% (по массе) повысились температуры начала растворения γ' - фазы - $t_{H.P.}\gamma'$ и температура полного растворения γ' - фазы - $t_{\Pi.P.}\gamma'$ на 25 °C и 70 °C соответственно, по сравнению с аналогичными характеристическими температурами исходного состава без добавок гафния.

Анализ полученных результатов позволяет сделать вывод о том, что наиболее чувствительными характеристическими температурами, ограничивающими верхний предел границы легирования гафнием, являются температуры солидус t_S и эвтектических превращений – $t_{ЭВТ.}$, которые при содержании гафния 1,0 % по массе снижаются на 18 °C (1276,16 °C) и на 4 °C (1186,0 °C) соответственно, по сравнению с исходным составом без добавок гафния (табл. 1).



Рис. 1. Зависимости характеристических температур от содержания гафния для системы Ni-16Cr-5Co-2,7Al-2,7Ti-4W-4Mo-0,015Zr-0,015B-0,09C, полученные расчетным методом CALPHAD

		X	арактеристичес	кие температур	ы, °С		
Hf, %	tL	ts	t _{ЭВТ.}	$t_{H.P.} \gamma'$	$t_{\Pi.P.} \gamma'$	Δt_1	Δt_2
0,0	1365,10	1293,76	1190,00	845,39	1055,35	71,34	134,65
0,5	1361,51	1283,50	1190,00	855,41	1065,55	78,01	124,45
1,0	1357,88	1276,16	1186,00	860,01	1070,25	81,72	115,75
1,5	1354,19	1270,79	1182,00	865,24	1077,75	83,40	104,25
2,0	1350,45	1244,55	1177,94	865,06	1088,74	105,90	89,20
2,5	1346,66	1208,09	1171,81	865,11	1101,02	138,57	70,79
3,0	1342,83	1173,76	1164,56	865,59	1113,53	169,07	51,03
3,5	1340,00	1129,29	1129,29	865,78	1122,12	210,71	7,17
4,0	1335,00	1126,95	1124,95	865,15	1127,82	208,05	-2,87
4,5	1331,01	1125,89	1124,89	865,32	1126,89	205,12	-2,00
5,0	1325,97	1124,19	1124,19	865,85	1126,13	201,78	-1,94

Таблица 1 – Значения характеристических температур для системы Ni-16Cr-5Co-2,7Al-2,7Ti-4W-4Mo-0,015Zr-0,015B-0,09C, рассчитанные методом CALPHAD

В то же время, при содержании гафния 0,5% (по массе), температура эвтектических превращений $t_{\partial BT}$ не снижается (1190,0 °C), а температура солидус t_S снижается незначительно на 10 °C (1186,0 °С), по сравнению с аналогичными характеристическими температурами исходного состава без добавок гафния. При этом, повышаются на 10 °С температуры начала растворения ү'фазы $t_{HP}\gamma'$ (855,0 °C) и полного растворения упрочняющей γ' - фазы - $t_{\Pi P} \gamma'$ (1065,55 °C), что говорит о повышении термической стабильности данной фазы. Повышение содержания гафния в составе до 1,0% (по массе) и более приводит к заметному снижению характеристических температур, особенно температуры солидуса t_S и темпетаруры эвтектических превращений $t_{\partial BT}$, что может приводить к существенному снижению структурной и фазовой стабильности сплава.

Анализ расчетных данных, полученных методом пассивного эксперимента показал, что для сравнения с результатами прямого активного эксперимента, вместо 11 экспериментальных плавок можно провести только 3 тестовые плавки опытных образцов. Одна плавка - исходный состав без гафния; вторая и третья плавки с содержанием гафния соответственно 0,5% и 1,0% (по массе) для экспериментального определения характеристических температур методом ДТА. Данный подход позволяет в 3-4 раза сократить количество экспериментов, дорогостоящие материалы, промышленные ресурсы, а также затраты времени на научные исследования. Таким образом, синтез расчетных и экспериментальных методов позволил с высокой достоверностью оценить влияние гафния на характеристические температуры и температурные интервалы образования отдельных фаз в опытных составах.

Исследования ДТА проводили на установке ВДТА-8М в среде гелия при постоянной скорости нагрева и охлаждения равной 80 °С/мин. В качестве эталона использовался термически инертный образен чистого вольфрама (W-эталон). С помощью метода ДТА выявлялись превращения, как в твердом, так и в жилком состоянии, связанные с изменением энтальпии в образце. С изменением температуры во времени сравнивали тепловые потоки в термически инертном эталоне (W) и исследуемом образце. В случае их равенства получали базовую линию на регистрирующем приборе без каких-либо изменений. При наличии в исследуемом образце каких-либо превращений, связанных с поглощением или выделением тепла (эндо- и экзотермические процессы соответственно), фиксировали отклонения от прямолинейного хода базовой линии в виде пиков на термической кривой в одну или другую

сторону. По числу, форме, величине и расположению этих пиков на термической кривой получали данные по пороговым значениям температур протекающих процессов, т. е. характеристические температуры исследуемых составов. Расшифровка термограмм, полученных в ходе экспериментов, проводили с учетом рекомендаций, указанных в работах авторов [16, 19, 20].

Максимальная температура нагрева образцов в установке ВДТА-8П – 1450 °С. Заполнение камеры гелием до 0,8–0,9 ат. проводилось после предварительной откачки камеры до разрежения не менее 10^{-5} мм. рт. ст. При этом операция «промыв-ка» гелием повторялась дважды. Образцы исследуемых сплавов имели одинаковый размер (диаметр d = 3 мм; длина l = 3 мм) и массу (~1,45 г). В соответствии с методикой эксперимента нагрев или охлаждение каждого образца проводилось дважды в тигле из оксида циркония.

На основании расшифровки и анализа экспериментально полученных ДТА– кривых по определению характеристических температур фазовых превращений в опытных составах, на рисунке 2 схематически представлено политермическое сечение многокомпонентной диаграммы состояния в координатах: температура t °C – содержание Hf,% (по массе).

На рисунке 2 видно, что характеристические температуры: $t_{\Pi.P.}^{\gamma'}$, $t_{\partial BT.}$, t_S , t_L являются индивидуальными характеристическими температурами для каждого опытного состава: исходный состав «*a*» без добавок гафния, состав «*b*» с 0,5% гафния и состав «*c*» с 1,0% гафния (по массе).

Процесс растворения γ' - фазы в γ - твердом растворе контролируется кривой $t_{\Pi,P}$, γ' , на которой видно, что увеличение содержания гафния в опытных составах «*b*» и «*c*» вызывает повышение температуры полного растворения $t_{\Pi,P}$, $\gamma' \gamma'$ фазы. Положение точек на температурной кривой полного растворения $t_{\Pi,P}$, $\gamma' \gamma'$ - фазы непосредственно характеризуют термическую фазовую стабильность состава.

На рисунках 3 и 4 представлены результаты, полученные методом CALPHAD в сравнении с экспериментальными данными, полученные методом ДТА по определению влияния гафния на характеристические температуры многокомпонентной системы Ni-16Cr-5Co-2,7Al-2,7Ti-4W-4Mo-0,015Zr-0,015B-0,09C (сплав ЖС3ЛС, средний уровень легирования).

Анализ результатов экспериментов методом ДТА, представленных на рисунках 3 и 4, а также в таблице 2 показывает, что в опытных составах, содержащих 0,5 % Hf (состав $\ll b$ ») и 1,0 % Hf (состав $\ll c$ »), по сравнению с исходным составом без





Рис. 2. Политермическое сечение многокомпонентной диаграммы состояния системы Ni-16Cr-5Co-2,7Al-2,7Ti-4W-4Mo-0,015Zr-0,015B-0,09С в координатах температуры *t* °C – содержание Hf,% (по массе)



Рис. 3. Сравнение расчетных и экспериментальных значений характеристических температур $t_{H.P.}\gamma'$ и $t_{\Pi.P.}\gamma'$ для системы Ni-16Cr-5Co-2,7Al-2,7Ti-4W-4Mo-0,015Zr-0,015B-0,09C в литом состоянии



- расчетные значения, полученные методом CALPHAD;
 - экспериментальные значения, полученные методом ДТА
 a - состав без Hf; **b** - состав с 0,5 % Hf; **c** - состав с 1,0 % Hf (по массе)



	Характеристические температуры, °С										
Hf, % t_L t_S $t_{\partial BT.}$ $t_{H.P.}^{\gamma'}$ $t_{II.P.}^{\gamma'}$ Δt_1							Δt_2				
0,0	1364	1290	1195	847	1057	74	138				
0,5	1362	1285	1190	857	1066	77	124				
1,0	1358	1275	1185	862	1068	83	117				

Таблица 2 – Экспериментальные значения характеристических температур для системы Ni-16Cr-5Co-2,7Al-2,7Ti-4W-4Mo-0,015Zr-0,015B-0,09C, определенные методом ДТА

добавок Hf (состав «*a*»), снижаются характеристические темпертуры $-t_L$, t_S , $t_{\partial BT}$, кроме температур начала $t_{H,P}$, γ' и полного растворения основной упрочняющей γ' - фазы - $t_{\Pi,P}$, γ' , которые постепенно повышаются. Результаты экспериментов хорошо согласуются с результатами расчетов, полученных методом CALPHAD. Расхождение результатов составляет не более $\pm 1,5-3,0$ °C, что говорит о достоверности прогнозируемых расчетных данных (см. табл. 1).

Выводы

1. Синтез расчетных и экспериментальных методов позволяет эффективно и надежно прогнозировать результаты без проведения многочисленных промежуточных экспериментов.

2. Результаты расчета характеристических температур, полученные методом CALPHAD хорошо согласуются с результатами прямых экспериментов, полученных методом ДТА.

3. Для конкретной многокомпонентной системы Ni-16Cr-5Co-2,7Al-2,7Ti-4W-4Mo-0,015Zr-0,015B-0,09C влияние гафния при содержании 0,5% по массе оценивается как положительное.

4. Увеличение содержания гафния более 0,5% по массе в исследованном диапазоне 0,5-5,0% приводит к снижению температур ликвидус, солидус, эвтектических превращений, расширению интервала кристаллизации и вырождению температурного интервала для проведения гомогенизирующей термообработки на твердый раствор.

5. Влияние гафния при содержании 1,0% по массе и более в исследованном диапазоне 0,5– 5,0% для конкретной многокомпонентной системы оценивается как отрицательное, так как перелегирование гафнием может приводить к таким негативным последствиям, как снижение структурной стабильности за счет увеличения структурной неоднородности, что может приводить к существенному снижению прочностных характеристик.

Список литературы

 Масленков С. Б. Влияние гафния на структуру и свойства никелевых сплавов / С. Б. Масленков, Н. Н. Бурова, В. В. Хангулов // Металловедение и термическая обработка металлов. – 1980. – № 4. – С. 45–46.

- Кишкин С. Т. Литейные жаропрочные сплавы на никелевой основе / Кишкин С. Т., Строганов Г. Б., Логунов А. В. – М. : Машиностроение, 1987. – 116 с.
- Патон Б. Е. Жаропрочность литейных никелевых сплавов и защита их от окисления / Б. Е. Патон, Г. Б. Строганов, С. Т. Кишкин и др. – К. : Наук. думка, 1987. – 256 с.
- Литейные жаропрочные сплавы. Эффект С. Т. Кишкина : науч.-техн. сб.: к 100-летию со дня рождения С. Т. Кишкина / Под общ. ред. Е. Н. Каблова. – М. : Наука, 2006. – 272 с.
- Каблов Е. Н. Литые лопатки газотурбинных двигателей (сплавы, технология, покрытия) / Е. Н. Каблов. – Всеросийский научно-исследовательский институт авиационных материалов, Государственный научный центр Российской Федерации. – М.: МИСИС, 2001. – 632 с.
- Каблов Е. Н. Жаропрочность никелевых сплавов / Е. Н. Каблов, Е. Р. Голубовский. – М. : Машиностроение, 1998. – 464 с.
- Каблов Е. Н. Перспективы применения литейных жаропрочных сплавов для производства турбинных лопаток ГТД / Е. Н. Каблов, С. Т. Кишкин // Газотурбинные технологии. – 2002. – Январь-февраль. – С. 34–37.
- Котсорадис Д. Жаропрочные сплавы для газовых турбин. Материалы международной конференции / Д. Котсорадис, П. Феликс, Х. Фишмайстер и др.; пер. с англ. под ред. Р. Е. Шалина. М.: Металлургия, 1981. 480 с.
- Симс Ч. Т. Суперсплавы II. Жаропрочные материалы для аэрокосмических и промышленных энергоустановок / Ч. Т. Симс, Н. С. Столофф, У. К. Хагель; пер. с англ. под ред. Р. Е. Шалина. М. : Металлургия, 1995. Кн. 1, 2. 384 с.
- Никитин В. И. Коррозия и защита лопаток газовых турбин / Никитин В. И. – Л. : Машиностроение, 1987. – 272 с.
- Никитин В. И. Влияние состава никелевых сплавов на их коррозионную стойкость в золе газотурбинного топлива / В. И. Никитин, М. Б. Ревзюк, И. П. Комисарова // Труды

ЦКТИ им. И. И. Ползунова. — Л., 1978. — Вып. 158. — С. 71—74.

- Коваль А. Д. Принципы легирования жаропрочных никелевых сплавов, стойких к высокотемпературной коррозии / А. Д. Коваль, С. Б. Беликов, Е. Л. Санчугов // Металловедение и термическая обработка. – 2001. – № 10. – С. 5–9.
- Научные основы легирования жаропрочных никелевых сплавов, стойких против высокотемпературной коррозии (ВТК) / [А. Д. Коваль, С. Б. Беликов, Е. Л. Санчугов, А. Г. Андриенко]. – Запорож. машиностр. ин-т, 1990. – 56 с. – (Препринт / КИЕВ УМК ВО; ЗМИ 1990).
- 14. Исследование влияния гафния на структуру и свойства литейного жаропрочного коррозионностойкого никелевого сплава / [А. Д. Коваль, А. Г. Андриенко, С. В. Гайдук, В. В. Кононов] // Вестник двигателестроения. 2012. № 1. С. 196–200.
- Saunders N. The Application of CALPHAD Calculations to Ni-Based Superalloys / N. Saunders, M. Fahrmann, C. J. Small // In «Superalloys 2000» eds. K.A. Green, T.M. Pollock

and R.D. Kissinger. – TMS. – Warrendale. – 2000. – 803 p.

- 16. Логунов А. В. Теплофизические свойства сплавов системы Ni-Cr / А. В. Логунов, А. И. Ковалев, Н. В. Петрушин // Тепло- и массоперенос. Ин-т тепло- и массообмена. – Минск. – 1972. – № 7. – С. 392–396.
- Беликов С. Б. О влиянии тантала на характеристические точки жаропрочных никелевых сплавов / С. Б. Беликов, С. В. Гайдук, В. В. Кононов // Вестник двигателестроения. 2004. № 3. С. 99–102.
- Гайдук С. В. Особенности влияния тантала на структуру и свойства никелевых сплавов / С. В. Гайдук // Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні. – 2004. – № 1. – С. 16–19.
- Вертоградский В. А. Исследование фазовых превращений в сплавах типа ЖС методом ДТА / В. А. Вертоградский, Т. П. Рыкова // Жаропрочные и жаростойкие стали и сплавы на никелевой основе. – М. : Наука, 1984.– С. 223–227.
- Fippen J.S. Using differential thermal analysis to determine phase change temperatures / J.S.Fippen, P.B.Sparks // Metal Progr. – 1979. – № 4. – P. 56–59.

Поступила в редакцию 03.04.2014

Гайдук С.В., Кононов В.В. Застосування методів пасивного і активного експерименту до оцінки впливу гафнію на характеристичні температури багатокомпонентного нікелевого сплаву

Методами пасивного і активного експерименту оцінений вплив гафнію на характеристичні температури багатокомпонентної системи Ni-16Cr-5Co-2, 7AI-2, 7Ti-4W-4Mo-0,015Zr-0,015B-0,09C. Представлені результати розрахунків методом CALPHAD порівняно з експериментальними даними, отриманими методом диференційного термічного аналізу (ДТА) для дослідних складів з добавками гафнію в дослідженому діапазоні легування і вихідним складом без гафнію.

Ключові слова: ливарні жароміцні корозійностійкі нікелеві сплави; система легування; характеристичні температури; ліквідус; солідус; інтервал кристалізації.

Gayduk S., Kononov. V. Application of passive and active experimental methods for evaluation hafnium influence on critical temperatures of multi-component nickel alloy

By passive and active methods there has been evaluated hafnium influence on critical temperatures of multi-component system Ni-16Cr-5Co-2,7Al-2,7Ti-4W-4Mo-0,015Zr-0,015B-0,09C. The results calculated by CALPHAD method have been represented in comparison with experimental data obtained by thermal-differential analysis (TDA) applied to experimental compositions with hafnium additions within investigated alloying range and initial composition, free of hafnium.

Key words: cast high-temperature corrosion-resistant nickel alloys; alloying system; critical temperatures; liquidus; solidus; crystallization temperature range.

УДК 669.15-194

Канд. техн. наук С. П. Шейко

Запорожский национальный технический университет, г. Запорожье

КОМПЛЕКСНАЯ ОПТИМИЗАЦИЯ ХИМИЧЕСКОГО СОСТАВА НИЗКОЛЕГИРОВАННОЙ СТАЛИ

В работе проанализировано влияние хрома, ванадия и титана на механические свойства стали с использованием статистического метода планирования активного эксперимента. Установлено закономерности изменения механических свойств от легирующих элементов. Рекомендованный оптимальный химический состав стали.

Ключевые слова: низколегированная сталь, легирующие элементы, химический состав, механические свойства, методы планирования.

Задание комплексной оптимизации заключалось в исследовании влияния состава стали на механические свойства низколегированной стали с целью выбора его оптимального химического состава.

Параметры оптимизации:

 Y_1 – предел прочности (σ_B), МПа;

 Y_2 – предел текучести (σ_T), МПа;

 Y_3^2 – ударная вязкость (КСU), МДж/м²;

 Y_4^- – относительное удлинение (δ_5),%.

В качестве независимых переменных были выбраны: содержание в стали хрома (X_1), содержание в стали ванадия (X_2), содержание в стали титана (X_3). В процессе поиска оптимального состава сплава по изобретению, в индукционной печи с основной футеровкой емкостью 50 кг были проведены лабораторные плавки стали. Полученные отливки ковали на заготовки размером 10×80×120 мм, с последующей прокаткой в горячем состоянии.

Очень важно правильно выбрать диапазон изменения факторов. Чем уже диапазон, тем проще и точнее формула, которая будет получена после обработки результатов эксперимента. Для структуры матрицы особого значения не имеет, равномерно ли возрастают уровни факторов. Однако для упрощения графического оформления результатов предпочтительно равномерное возрастание уровней. После выбора интервалов и уровней изменения факторов эти данные свели в таблицу 1. Для сокращения числа опытов и предполагая нелинейный характер функций отклика в работе использовали симметричный композиционный план второго порядка [1].

Выбор основного уровня и интервалов варьирования проводился исходя из того, что содержание углерода должно быть в диапазоне 0,08– 0,12 масс. %. Это обусловлено: нижняя граница – резким снижением прочностных; верхняя – является пределом, за которой начинается массовое выделение охрупчивающих вторичных фаз, снижает пластичность сплава. Содержание кремния должно быть в диапазоне 0,10—0,50 масс. %. Это обусловлено: нижняя граница — обеспечением содержания кремния, который необходим для начала процесса раскисления; верхняя — снижением показателей пластичности при выходе за указанный предел.

Содержание марганца должно быть в диапазоне 0,15—0,50 масс. %. Это обусловлено: нижняя граница — ограниченная необходимостью обеспечения процесса раскисления и десульфурации сплава; верхний предел — резким увеличением количества перлитной составляющей в стали.

Содержание хрома должно быть в диапазоне 0,05–0,15 масс. %. Это обусловлено необходимостью обеспечения образования карбидов в широком интервале температур, что немаловажно в процессе сварки.

Содержание ванадия должно быть в диапазоне 0,05-0,15 масс. %. Это обусловлено: нижняя граница — ограниченная достаточной его концентрации для воздействия на структуру и свойства сплава; верхний предел — эффективностью его полезного действия по торможению образования карбидов и нитридов железа.

Содержание титана должно быть в диапазоне 0,05–0,15 масс. %. Это обусловлено снижением показателей пластичности и ударной вязкости, благодаря предупреждению образования нитридов, при выходе за указанный предел.

Дальнейшая обработка экспериментальных данных, связанная с оптимизацией химического состава, проводилась при помощи пакета прикладных программ «Statistica 6.0», позволяющего повысить эффективность исследований в несколько раз.

Численные значения коэффициентов регрессии и их значимость, определенные с учетом различия дисперсий для каждой функции отклика, а также проверка значимости по критерию Стьюдента и оценка адекватности модели по критерию Фишера представлены в таблице 2.

© С. П. Шейко, 2014

Характеристика	Факторы						
	Сг, % масс.	V, % масс.	Ті, % масс.				
Код	X1	X2	X ₃				
Основной уровень	0,15	0,15	0,15				
Интервал варьирования	0,05	0,05	0,05				
Нижний уровень	0,10	0,10	0,10				
Верхний уровень	0,20	0,20	0,20				

Таблица 1 – Исследуемые факторы

Таблица 2 — Проверка результатов регрессивного анализа на значимость и адекватность

Параметр	Функции отклика						
	Y ₁	Y ₂	Y ₃	Y_4			
Δb	2,55	2,55	0,015	0,25			
t-критерий	2,78	2,78	2,78	2,78			
F-критерий	6,09>4,39	6,26>5,61	6,16>4,88	6,26>4,79			

В результаты регрессивного анализа, были получены ряд уравнений, показывающие зависимость механических свойств стали от содержания легирующих элементов.

В результате расчетов были получены следующие уравнения:

$$Y_{1} = 406,4 + 42,1 X_{1} + 13,5 X_{2} + 3,06 X_{3} + 58,06 X_{1}^{2} - 0,72 X_{2}^{2} - 23,5 X_{3}^{2} + +10,5 X_{1} X_{2} + 10,5 X_{1} X_{3} + 10,5 X_{2} X_{3};$$
(1)

$$\begin{split} \mathbf{Y}_2 &= 324,5 + 56,4 \, X_1 + 19,3 \, X_2 + 7,3 \, X_3 + \\ & 82,5 \, X_1^2 - 5,4 \, X_2^2 - 27,6 \, X_3^2 + 7,25 \, X_1 X_2 + \\ & 7,25 \, X_1 X_3 + 7,25; \end{split} \tag{2}$$

 $Y_{3} = 0,79 - 0,023 X_{1} - 0,029 X_{2} - 0,025 X_{3} - 0,08 X_{1}^{2} - 0,003 X_{2}^{2} + 0,03 X_{3}^{2} + +0,02 X_{1} X_{2} - 0,025 X_{1} X_{3} - 0,010;$ (3)

$$Y_{4} = 29,3 - 0,17 X_{1} - 1,32 X_{2} - 0,81 X_{3} - 3,02 X_{1}^{2} + 0,03 X_{2}^{2} + 0,88 X_{3}^{2} + 1,83 X_{1} X_{2} - 0,54 X_{1} X_{3} + 0,41.$$
(4)

Коэффициенты, абсолютная величина которых равна доверительному интервалу Δb или больше его, следует признать статистически значимыми. Статистически незначимые коэффициенты (в данном случае b_5 – уравнения (1), b_5 , b_9 – (3), b_5 – (4) из моделей можно исключить.

Проверка адекватности моделей показывает, что их можно использовать для прогнозирования значений функций отклика при любых значениях факторов, находящихся между верхним и нижним уровнями. Для этого целесообразно перейти к натуральным переменным, описывающим влияние содержания легирующих элементов на предел прочности, предел текучести, относительное удлинение и ударную вязкость стали:

 $\sigma_B = 824 - 7385 \text{Cr} - 991 \text{V} + 1627 \text{Ti} + 23222 \text{Cr}^2 - 9417 \text{Ti}^2 + 4200 \text{CrV} + 4200 \text{CrTi} + 4200 \text{VTi};$ (5)

 $\sigma_T = 716 - 9636Cr + 162V + 2586Ti + 32983Cr^2 - 2153V^2 - 11033Ti^2 + 2900CrV + 2900CrTi + 2900VTi; (6)$

$$KCU = 0,52+9,52Cr - 1,63V - 2,67Ti - 31,78Cr^2 + 12,22Ti^2 + 7,0CrV - 10,0CrTi;$$
 (7)

 $\delta_5 = 32 + 280$ Cr - 161V - 115Ti - 1206Cr² + 353Ti² + 735CrV - 215CrTi + +165VTi. (8)

Для оценки адекватности уравнений был проведен расчет по полученным уравнениям регрессии для основного уровня химического состава стали. Результаты расчетов были сопоставлены с экспериментальными исследованиями. Как видно из таблицы 2 погрешность между расчетными и экспериментальными значениями функции отклика не превышает 2%.

С целью определения химического состава, обеспечивающего получение оптимальных механических свойств стали, строили трехмерные графические зависимости (рис. 1—4). Используя пакет прикладных программ MatLab 6.0, были построены трехмерные модели «тернарные графики», которые упрощают прослеживание зависимости между группой факторов и исследуемыми в данной работе механическими свойствами. Прежде всего, отметим, что все соображения о направлении и силе влияния изученных факторов на механические свойства стали можно высказать только для выбранных в работе интервалов их изменения. В этих интервалах оказалось заметно слабым влияние на механические свойства содержание ванадия самого по себе, а также всех двойных эффектов, в которые входил ванадий. В целом, из всех изученных факторов содержание ванадия можно считать, пожалуй, самым слабо влияющим. Относительную силу влияния остальных эффектов легче всего представить себе на диаграммах (рис. 1–4).

Из анализа рисунков 1—4 видно, что наиболее сильно механические свойства стали зависят от содержания в стали хрома и титана. Заметно влияет соотношение между количеством хрома и титана. Представление результатов эксперимента полиномом второй степени оказалось оправданным — значительная часть нелинейных членов здесь значимо отличается от нуля. Поскольку нелинейные коэффициенты регрессии (1—4) имеют одинаковые знаки, поверхность отклика эллипсоид, а ее центр — экстремум, причем максимум, так как коэффициенты регрессии отрицательны.





Рис. 1. Оптимизация химического состава стали по пределу прочности (σ_B)



Рис. 2. Оптимизация химического состава стали по пределу текучести (σ_{*T*})





Рис. 3. Оптимизация химического состава стали по ударной вязкости



Рис. 4. Оптимизация химического состава стали по относительному удлинению

Вывод

Метод планирования эксперимента был обработан с помощью пакета прикладных программ, в результате чего был получен оптимальный химический состав низколегированной стали, мас. %: углерод — 0,10%, кремний — 0,31%, хром — 0,1%, ванадий — 0,13%, титан — 0,12%. На разработанный химический состав стали был получен патент Украины [2].

Список литературы

- Новик Ф. С. Оптимизация процессов технологии металлов методами планирования экспериментов / Ф. С. Новик, Я. Б. Арсов. – М. : Машиностроение; София : Техника, 1980. – 304 с.
- Позитивний висновок № 3872/3А/14, Україна, МПК С22 С38/28 (2006.1), Міщенко В. Г., Бєліков С. Б., Шейко С. П. та ін., замовник ЗНУ а 2013 09313.

Поступила в редакцию 26.03.2014

Шейко С.П. Комплексна оптимізація хімічного складу низьколегованої сталі

В роботі проаналізовано вплив хрому, ванадію і титану на механічні властивості сталі з використанням статистичного методу планування активного експерименту. Встановлено закономірності зміни механічних властивостей від легуючих елементів. Рекомендований оптимальний хімічний склад сталі.

Ключові слова: низьколегована сталь, легуючі елементи, хімічний склад, механічні властивості, методи планування.

Sheyko S. Integrated optimization of chemical composition low alloy steel

Influence of chrome, vanadium and titan on mechanical properties became with the use of statistical method of planning of active experiment is analysed. Conformities to law of change of mechanical properties are set from alloying elements. Recommended optimal chemical composition became.

Key words: low-alloy steel, alloying elements, chemical composition, mechanical properties, methods of planning.

УДК 669.721.5

Д-р техн. наук В. А. Шаломєєв, Ю. О. Зеленюк, д-р техн. наук Е. І. Цивірко

Запорізький національний технічний університет, м. Запоріжжя

СТРУКТУРА ТА ВЛАСТИВОСТІ МАГНІЄВОГО СПЛАВУ МЛ-5 З ЛЕГКОПЛАВКИМИ МЕТАЛАМИ

Досліджували вплив лекгоплавких металів в литому магнієвому сплаві Мл-5 на його структурні складові, механічні властивості та корозійну стійкість в водному розчині хлористого натрію. Встановлено, що сплав, легований лекгоплавкими металами, за механічними властивостями (межа міцності на відносне подовження) задовольняє нормативним вимогам діючого стандарту. Присутність легкоплавких металів в сплаві Мл-5 суттєво знижує швидкість корозії металу.

Ключові слова: магнієвий сплав, олово, свинець, цинк, інтерметалід, швидкість корозії, межа міцності, жароміцність.

Виливки із магнієвого сплаву Мл-5 знайшли широке використання в сучасному машинобудуванні, особливо для авіаційної, автомобільної, приладобудівної та хімічної промисловості. Повторне використання металобрухту із магнієвого сплаву може привести до появи в його складі таких легкоплавких металів, як олово, свинець та збільшеного вмісту цинку. В діючому стандарті на хімічний склад сплаву Мл-5 [1] дозволяється присутність цинку в межах 0,2–0,8% (ваг.), але навіть не розглядається серед домішок присутність свинцю та олова.

В порівнянні з магнієм олово та свинець мають досить низьку температуру плавлення й в декілька разів більшу питому вагу (табл. 1), що, з першого погляду, може привести до появи в виливках дендрітної та зональної ліквації, а також рідкої фази при термічній обробці металу. В той же час магній з оловом, свинцем та цинком може утворювати тверді розчини, так як згідно з Юм-Розері [2] їхні атомні радіуси відрізняються не більше ніж на 15% (табл. 1), а електронегативність

цих елементів відповідно до дослідження Даркена, Гуррі [3], Гшнейднера [4] й Уоббера [5] не перевищує 0,2...0,4 (табл. 1).

В проведеному дослідженні вивчали вплив олова, свинцю та підвищеного вмісту цинку на структуру та властивості виливків із сплаву Мл-5.

Магнієвий сплав Мл-5 (% ваг.): (8,62 Аl; 0,32 Zn; 0,26 Mn; 0,030 Si; 0,016 Fe; 0,02 Cu; зал.Мg) виплавляли в тигельній печі ІПМ-500 і рафінували флюсом Bİ-2 при 740-760 °C. Рафінований розплав відбирали нагрітим ковшем ємкістю 12 кг, куди вводили олово марки 01пч і свинець марки C3 з розрахунку отримати в металі 0,05; 0,1; 1,0 ваг.%, а також цинк марки Ц2 — 1,0 ваг.%. Одержаним розплавом заливали піщано-глинисті форми для одержання литих зразків (механічні випробування).

Термічну обробку виливків проводили в печі ПАП-4М за режимом: нагрівання до 415 ± 5 °C, витримка 15 годин, охолоджування на повітрі і старіння при 200 ±5 °C витримка 8 годин, охолоджування на повітрі.

Таблиця 1 — Атомні радіуси (Ar), електронегативність (Е/В), температура плавлення та питома вага елементів

Елемент	Атомні радіуси (чисельник) та їх співвідношення (знаменник) в % відносно магнію відносно магнію		Температура плавлення, °С	Питома вага, г/см ³
Олово(Sn)	$\frac{0,158}{1,3}$	$\frac{0,75}{0,19}$	232	7,3
Свинець(Рb)	$\frac{0,175}{-9,4}$	$\frac{0,78}{0,22}$	324	11,40
Цинк(Zn)	<u>0,138</u> 13,8	$\frac{0,66}{0,10}$	419	7,14
Магній(Mg)	0,160	0,56	650	1,74

© В. А. Шаломссв, Ю. О. Зеленюк, Е. І. Цивірко, 2014

Хімічний склад виливків визначали за допомогою оптичного емісійного спектрометра «SPECTROMAX» і фотоелектричного спектрометра МФС-8.

Мікроструктуру сплавів вивчали методами якісної та кількісної металографії на мікроскопі «Neophot 32» за ГОСТ 1778-80. Хімічний аналіз інтерметалідів вивчали на електронному мікроскопі — мікроаналізаторі з енергодисперсійною приставкою РЕММА 202М.

Механічні властивості зразків визначали на розривній машині «INSTRUN» 2801 за ГОСТ 1497-84. Тривалу міцність при температурі

150 °С та навантаженні 80 МПа (τ_{150}^{80} , год) визначали за ГОСТ 9651-84.

Корозійні випробування зразків (Ø10×6 мм) проводили в водному розчині з вмістом 0,9% NaCl при температурі 36±1,0 °C, в ультратермо-

статі УТ-15. Корозійну стійкість *К*, г/(м²·д) розраховували по формулі (1):

$$K = \frac{m_0 - m_1}{S \cdot \tau}, \, \Gamma/(\mathrm{M}^2 \cdot \mathrm{d}), \tag{1}$$

де *m*₀ – вага зразка до випробування, г;

 m_1 — вага зразка після випробування і видалення продуктів корозії хромовим ангідридом, г;

S – площа поверхні зразка до випробування, м².

τ – тривалість випробування, діб.

Металографічні дослідження показали, що мікроструктура сплаву Мл-5 з різним вмістом олова, свинцю та цинку являла собою δ - твердий розчин з наявністю інтерметалідів в середині та по межах зерен. Хімічний склад інтерметалідів змінювався при введенні легкоплавких елементів (табл. 2). Так, в інтерметалідах спостерігається заміщення магнію цинком та алюмінієм (легування цинком), а також оловом та свинцем при введенні їх в сплав.

Введення свинцю та підвищеного вмісту цинку в сплав Мл-5 зменшувало відстань між осями дендритів другого порядку (табл. 3). На розміри мікрозерна суттєво впливали всі легуючі елементи.

Таблиця 2 – Хімічний склад інтерметалідів у сплаві Мл-5, легованому Sn, Pb та Zn

Сплав	Вміст елементів, ваг.%							
	Mg	Al	Si	Mn	Zn	Pb	Sn	
Стандартний сплав Мл-5	81,99	14,85	1,36	1,8	-	-	-	
Мл-5 з Zn	47,12	40,78	0,15	-	17,35	-	-	
Мл - 5 з Рb	66,46	20,65	0,54	0,03	-	12,32	-	
Мл-5 з Sn	68,19	2,96	2,66	-	-	-	26,19	

Таблиця 3 - Структура та властивості сплаву Мл-5 з Sn, Pb та Zn

		Відстань		Інтермет	галіди	Mexa	нічні вл	астивості	Серелия
Елемент	Вміст еле- мента ваг.%	між осями дендритів 2 ^{го} порядку, мкм	Розмір мікрозерна, мкм	Середній розмір, мкм	Об'ємний, %	$\sigma_{\scriptscriptstyle B},$ MIIa	δ,%	Жароміц- ність (т ⁸⁰ ₁₅₀), год	швидкість корозії, г/(м ² *д)
C.,	0,047	16	125	3,2	3,40	232,2	4,2	140,7	75,0
Sn	0,14	15	100	2,9	1,73	241,1	4,5	135,4	60,1
	1,15	15	90	3,6	3,14	255,4	4,3	101,7	59,9
	0,057	18	135	2,8	1,50	230,0	4,5	133,6	7,6
Pb	0,13	16	110	2,7	3,24	238,8	4,7	113,4	-
	0,98	15	80	5,5	3,16	250,5	4,4	79,8	-
	0,32	23	140	2,3	2,00	232,6	2,9	141,8	219,4
Zn	(серійний)								
	0,97	18	100	4,0	2,50	240,0	4,5	151,5	62,2
n	ГОСТ	-	-	-	-	≥226,0	≥2,0	-	-
вимоги	2856-79								

Встановлено, що при зростанні вмісту хімічних елементів, температура плавлення яких нижче температури плавлення магнію, від 0 до 1,15 ваг. % спостерігається тенденція збільшення об'ємного вмісту інтерметалідів (табл. 3). Одночасно пройшла глобулярізація інтерметалідів і підвищився їх середній розмір (рис. 1, б).

Кількісна металографічна оцінка інтерметалідів методом «П» показала, що із збільшенням вмісту олова в сплаві Мл-5 зменшується доля інтерметалідів більшого розміру (табл. 4). Зростання вмісту свинцю від 0,057 до 0,98 ваг. % підвищило кількість інтерметалідів у 3,5 рази за рахунок мілких включень розмірами від 0,05 до 3,6 мкм (табл. 4). Підвищення вмісту цинку (0,97 ваг. %) в сплаві Мл-5 забезпечило меншу загалом кількість інтерметалідів за рахунок росту долі включень з розмірами більшими 3,6 мкм.

Механічними випробуваннями встановлено, що зразки сплаву Мл-5, легованого оловом, свинцем і цинком, задовольняють вимогам ГОСТ 2856-79 (табл. 3). При цьому спостерігається чітка тенденція збільшення межі міцності сплаву при вмісті легкоплавких металів 0,97...1,15 ваг. % (рис. 1, *a*), а також при зростанні середнього розміру інтерметалідів (рис. 1, *в*). Значення відносного подовження зразків сплаву Мл-5 з легкоплавкими металами було майже на одному рівні (δ = = 4,2...4,7%) (табл. 3) і більш ніж в 2 рази перевищувало вимоги стандарта. Збільшення вмісту олова та свинцю в сплаві Мл-5 привело до помітного погіршення жароміцності металу (табл. 3). Підвищений вміст цинку практично не змінив цей показник (рис. 2, *a*).

Корозійні випробування показали, що введення в сплав Мл-5 легкоплавких елементів в декілька разів зменшує швидкість корозії металу (табл. 3). При цьому встановлено функціональну прямолінійну залежність, коли із збільшенням загальної кількості інтерметалідів зростає швидкість корозії сплаву Мл-5 (рис. 2, δ).

Висновки

1. Багаторазові використання відходів та брухту із магнієвих сплавів може привести до накопичення в них домішок таких легкоплавких металів як олово, свинець, цинк.

2. Олово, свинець та цинк за своїми електронними параметрами утворюють з магнієм тверді розчини, з яких виділяються інтерметалідні включення.

Збільшення вмісту цих елементів в сплаві Мл-5 (не більше 1 ваг. %) змінило в ньому форму, розмір, кількість та вміст інтерметалідів. Так, вони стали крупнішими та глобулярної форми.

3. Сплав Мл-5 легований оловом, свинцем та цинком (вміст кожного не більше 1 ваг. %) за механічними властивостями (межа міцності на відносне подовження) задовольняє нормативним вимогам діючого ГОСТ 2856-79, але при цьому зменшується жароміцність металу.

	Вміст	Кількість інтерметалідів на площині 1 мм ²								
Елемент	елемента, %	30501110	За розмірними групами, мкм							
	мас.	Загальна	0,5–0,9	0,91–1,8	1,81–3,6	3,61–7,3	7,31–14,6	>14,61		
	0.047	1299*	221	284	385	152	233	24		
	0,047	100	17	22	30	12	18	2		
Sn	0.14	1534	397	320	357	360	100			
511	0,14	100	26	21	23	25	7	-		
	1,15	1210	219	266	260	310	150	5		
		100	18	22	21	26	12	1		
	0,057	928	288	397	206	192	100	5		
		100	31	43	22	21	11	1		
Ph	0.12	2796	618	858	704	374	323	10		
10	0,15	100	22	31	25	13	8	1		
	0.98	3437	835	1142	778	497	182	3		
	0,98	100	24	33	23	14	5	1		
	0.32	2365	673	768	476	321	124	3		
7	0,32	100	28	32	20	14	5	1		
	0,97	1161	149	106	293	559	41	13		
		100	13	9	25	48	4	1		

Таблиця 4 — Розподіл інтерметалідів в сплаві Мл-5 за розмірними групами (метод «П» ГОСТ 1778-80)

Примітка: * – чисельник – кількість інтерметалідів, шт.; знаменник – % від загальної кількості.



Рис. 1. Вплив вмісту елементів (♦ - Sn, ■ - Pb, ▲ - Zn) в сплаві Мл-5 на міцність (а) та середній розмір інтерметалідів (б)



Рис. 2. Вплив легкоплавких елементів (🔷 - Sn, 🛛 - Pb, 🛓 - Zn) на жароміцність (a) та швидкість корозії (б) сплаву Мл-5

- 134 -

4. Корозійні випробування одержаних сплавів з легкоплавкими металами у водному розчині з 0,9 % NaCl показали, що присутність легкоплавких металів в сплаві Мл-5 суттєво знижує швидкість корозії металу, особливо ефективно покращує цей показник присутній в сплаві свинець.

5. Встановлена достовірна залежність: збільшення загальної кількості інтерметалідів приводить до підвищення швидкості корозії сплаву Мл-5.

Список літератури

1. Сплавы магниевые литейные. Марки: ГОСТ 2856-79. – [Действ. от 01.01.81]. – М.: Издательство стандартов, 1981. – 4 с.

- Юм-Розери. Структура металлов и сплавов / Юм-Розери, В. Рейнор. – М.: Металлургиздат, 1959. – 391 с.
- Даркен Л.С. Физическая химия металлов / Л.С.Даркен, Р.В.Гурри. – М.: Металлургиздат, 1960. – 582 с.
- 4. Гшнейднер К. А. Сплавы редкоземельных металлов / К. А. Гшнейднер. М. : «Мир», 1965. 185 с.
- Уоббер Дж. Металлургия и металловедение плутония и его сплавов / Дж. Уоббер. – Госатомиздат, 1962. – 102 с.

Поступила в редакцию 28.03.2014

Шаломеев В.А., Зеленюк Ю.А., Цивирко Э.И. Структура и свойства магниевого сплава МЛ-5 с легкоплавкими металлами

Исследовали влияние легкоплавких металлов в литом магниевом сплаве Мл-5 на его структурные составляющие, механические свойства и коррозионную стойкость в водном растворе хлористого натрия. Установили, что сплав, легированный легкоплавкими металлами, по механическим свойствам (предел прочности и относительное удлинение) удовлетворяет нормативным требованиям действующего стандарта. Присутствие легкоплавких металлов в сплаве Мл-5 существенно снижает скорость корозии металла.

Ключевые слова: магниевый сплав, олово, свинец, цинк, интерметаллид, скорость коррозии, предел прочности, жаропрочность.

Shalomeyev V., Zelenyuk J., Tsivirko E. Structure and properties of magnesium alloy of ml-5 with fusible metal

Probed influence of fusible metals in the cast magnesium alloy of MI-5 on his structural constituents, mechanical properties and inoxidizability in water solution of chlorous sodium. Set that an alloy had been alloyed fusible metal-lami on mechanical properties (tensile strength and relative lengthening) of udovle-tvoryaet to the normative requirements of operating standard. Being of fusible metals in the alloy of MI-5 substantially reduces speed of korozii metal.

Key words: magnesian alloy, tin, lead, zinc, intermetalid, speed of corrosion, durability pre-del, thermal stability.

УДК 669.715

Д-р техн. наук О. А. Мітяєв¹, д-р техн. наук І. П. Волчок¹, канд. техн. наук К. М. Лоза², О. В. Гнатенко², В. В. Лукінов²

¹Запорізький національний технічний університет, ²АТ «Мотор Січ»; м. Запоріжжя

ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ВИСОКОЇ ЯКОСТІ ВТОРИННИХ СИЛУМІНІВ

Розглянуто проблематику питання покращення якості вторинних силумінів і показано шляхи підвищення їх конструктивної міцності з метою більш широкого застосування у різних галузях.

Ключові слова: алюмінієві сплави, інтерметаліди, рафінування, модифікатор, механічні властивості, термічна обробка, втомне руйнування.

Проблематика питання

Завдяки малій щільності, високим корозійній стійкості і питомій міцності алюмінієві сплави серед конструкційних матеріалів займають друге місце після сплавів на основі заліза. В даний час застосовуються два процеси одержання алюмінію і його сплавів: 1) первинного із глинозему методом електролізу; 2) вторинного з брухту і відходів виробництва методом переплаву.

Головною перевагою першого методу є висока якість металу, головним недоліком — високі витрати електроенергії (25...35% від собівартості) і вугільних анодів (близько 15% від собівартості), а також значне забруднення навколиш-нього середовища. Безперечною перевагою другого процесу — рециклінгу, є в 20...30 разів менші енергетичні витрати і навантаження на навколишнє середовище, основним недоліком — більш низька якість металу внаслідок забруднення металевими та неметалевими домішками і газами.

Для країн, що не мають власного виробництва первинного алюмінію, в тому числі і для України, економічно більш доцільним є метод рециклінгу. Слід зазначити, що цей процес застосовується і в країнах, що мають потужності з виробництва первинного алюмінію. За даними [1], в Євросоюзі у 2012 році випуск первинного алюмінію склав 5,1 млн. т і 5,2 млн. т – вторинного. При цьому при виробництві литих деталей в 90% випадків використовується вторинний алюміній.

Аналіз літературних даних і досвіду виробництва показав, що для досягнення необхідного рівня технологічних, механічних та службових властивостей вторинних алюмінієвих сплавів є необхідним виконання певних технологічних операцій на всіх етапах металургійного перероблення, починаючи від сортування брухту та відходів і закінчуючи термічною обробкою готових виробів.

Результати досліджень та їх обговорення

В роботі [2] показано, що при сортуванні та переплаві брухту та відходів виробництва згідно з вимогами ГОСТ 3211-95 невідповідність алюмінієвих сплавів хімічному складу досягала 20%. Розробка та застосування більш детального, порівняно зі стандартом, класифікатора дозволили ліквідувати невідповідність хімічного складу, зменшити в сплавах вміст заліза і підвищити їх якість. Кажучи про стабільність хімічного складу не можна не відзначити, що ГОСТ 1583-93 (ДСТУ 2839-94) допускаються занадто великі межі за вмістом як легувальних, так і сторонніх елементів і шкідливих домішок в ливарних сплавах, що ускладнює отримання стабільного і високого рівня механічних та службових властивостей. Так, наприклад, в сплаві АК9М2 вміст основних компонентів коливається в межах: 7.5...10.0% Si: 0.5...2.0% Cu: 0.2...0.8% Mg: 0.1...0.4% Mn; 0,05...0,20% Ті; при максимально допустимому вмісті: 1,2% Zn; 0,5% Ni; 0,3% (Pb + Sn); 1,0% Fe.

Вторинні алюмінієві сплави в порівнянні з первинними характеризуються більш високим вмістом інтерметалідних фаз, розчинених газів і неметалевих включень, і внаслідок гетерогенної структури та пористості значно поступаються за якістю первинним сплавам. При цьому в найбільшій мірі зниженню фізико-механічних властивостей алюмінієвих сплавів сприяють залізовмісні фази Al₅SiFe, Al₄Si₂Fe, Al₈SiFe₂ та інші, що мають грубокристалічну будову і несприятливу (пластинчасту) форму. За даними Б. М. Немененка [3], при вмісті заліза більше 0,8% утворюється інтерметалід Al₅SiFe, який має моноклинну кристалічну решітку з параметрами a = b == 0,612 нм і *c* = 4,15 нм. Внаслідок цього його зростання при первинній кристалізації відбувається переважно вздовж границь, оформлених площинами з параметрами a i b, в результаті інтерметалід набуває форму тонких пластин.

© О. А. Мітяєв, І. П. Волчок, К. М. Лоза, О. В. Гнатенко, В. В. Лукінов, 2014

Автори робіт [2, 4], які вивчали опір вторинних силумінів руйнуванню, показали, що мікротріщини в них під дією статичних та циклічних навантажень поширюються по тілу інтерметаліду Al₅SiFe, який має низьку міцність і схильність до розшарування. На рисунку 1 представлений характерний мікродеформаційний рельєф руйнування сплаву AK8M3 при випробуваннях на малоциклову витривалість. При малій присадці модифікатора М інтерметаліди Al₅SiFe мали форму пластин, середній параметр форми λ (відношення максимальної довжини до ширини) яких дорівнював 62,3 (див. рис. 1 *а*, *б*, *в*, *г*).

Мікротріщини при цьому поширювалися по включенням фази Al_5SiFe , що різко знижувало опір силуміна втомному руйнуванню. В результаті збільшення присадки модифікатора до 0,18% від

маси розплаву утворилися компактні включення інтерметаліду Al_{15} (FeMn)₃Si₂, мікротріщини зробилися розгалуженими (див. рис. 1 ∂ , ϵ), малоциклова витривалість *N* зросла в 3,2 рази (рисунок 2).

Наведені вище результати, а також дані В.С. Золотаревського і Н.А. Бєлова [5], які показали, що фаза Al_5 SiFe в силуміні з 1% Fe практично не змінила своєї форми і розмірів в процесі відпалу при 550 °C протягом 10 годин, дозволяють зробити висновок про те, що завдання нейтралізації негативного впливу залізовмісних фаз може бути вирішено шляхом рафінувально-модифікувальної обробки вторинних силумінів в процесі їх плавки і розливання.

При розробці рафінувально-модифікувальних комплексів (флюсів та модифікаторів) ставило-



Рис. 1. Мікродеформаційний рельєф сплаву АК8М3 після втомного руйнування (× 500): $a, \, \delta, \, s, \, c = 0,06\%$ М; $\partial, \, \epsilon = 0,18\%$ М



Рис. 2. Залежність опору втомі сплаву АК8М3 від параметра форми інтерметалідів л

ся завдання поліпшення якості вторинних силумінів з підвищеним вмістом заліза в результаті збільшення дисперсності і зниження параметра форми λ структурних складових, зміни складу і морфології залізовмісних фаз, зниження вмісту водню і пористості сплавів.

На підставі літературних даних і досвіду виробництва до складу флюсів та модифікаторів були включені хлориди калію KCl і натрію NaCl, фторид алюмінію AlF₃, карбонати натрію Na₂CO₃ і стронцію SrCO3, тетрафтороборат калію КВF4, карбід кремнію SiC, титан Ті, сірка S і інші компоненти. Сірка, що входила до складу флюсу [6] і модифікаторів [7, 8] призначалася, в першу чергу, для зміни форми залізовмісних фаз з пластинчастої і розгалуженої на компактну. Б. М. Немененок [3] зазначає, що легування залізовмісних фаз сіркою або телуром призводить до втрати спрямованості зв'язків міжатомної взаємодії і до зміни типу зв'язку з ковалентного на металевий ненаправлений і в результаті — до більшої компактності інтерметалідних включень (див. рис. 1 ∂ , ϵ).

Згідно з даними мікрорентгеноспектрального аналізу, під дією сірки пластинчасті інтерметаліди Al_5SiFe перетворювалися на компактні $Al_{15}(FeMn)_3Si_2$. При обробці силумінів газоподібна сірка (температура кипіння 445 °C) сприяла рафінуванню розплаву від твердих неметалевих включень за флотаційним механізмом і видаленню з нього водню у вигляді H_2S . Згідно з літературними даними [9, 10], сірка в силумінах є модифікатором кремнієвої фази.

Дисоціація карбонатів натрію і стронцію з утворенням вуглекислого газу зменшувала швидкість окислення сірки і підвищувала ступінь рафінування і модифікування.

Відомо, що найбільш ефективними модифікаторами твердого розчину на основі алюмінію є титан, бор і цирконій, які утворюють з алюмінієм сполуки Al₃Ti, Al₂B, Al₃Zr, що виступають центрами кристалізації [9, 10]. Цю роль в розроблених комплексах виконували титан, дрібнодисперсний карбід кремнію (6...20 мкм) і алюмінід бору Al₂B, що утворювався в результаті реакції:

$$KBF_4 + 3AI \otimes Al_2B + AlF_3 + KF.$$
(1)

Продукція заводів, які переробляють брухт, відходи алюмінію і його сплавів, постачається до виробника у вигляді чушок. Автор [2] досліджував вплив технології рафінувально-модифікувальної обробки на якість чушкового силуміну АК9М2. З представлених на рисунку 3 даних виходить, що виплавка зазначеного сплаву з брухту і відходів виробництва в полуменевій печі ЕНW 5000 ємністю 5,5 т під стандартним покривним флюсом (33% KCl, 67% NaCl) з продувкою розплаву універсальним флюсом (15% KCl, 45% NaCl, 40% AlF₃) за допомогою повітря (варіант I) і азоту (варіант II) не забезпечила необхідного рівня механічних властивостей. Виплавка під стандартним покривним флюсом з подальшою продувкою рідкого металу більш довершеним флюсом [6] за допомогою повітря (варіант III) і азоту (варіант IV) призвели до деякого підвищення механічних властивостей, але границя міцності як в литому стані, так і після термообробки не відповідала нормі ГОСТ 1583-93 (186 і 274 МПа відповідала нормі ГОСТ 1583-93 (186 і 274 МПа відповідно). На підставі отриманих результатів зроблено висновок про доцільність двостадійної рафінувально-модифікувальної обробки: на стадії отримання чушок флюсом [6] і на стадії отримання виливок – модифікатором [7].

О. В. Лютова [11] досліджувала вплив рафінувально-модифікувальної обробки флюсом [12] і модифікатором [13] на ливарні і механічні властивості, а також на зварюваність вторинного сплаву АК9М2, шихта якого складалася з чушок і до 19% зі стружки цього ж сплаву. Вміст заліза в сплаві змінювався від 0.66 до 2.34%. Результати досліджень показали, що із збільшенням в шихті стружки з 1 до 19% рідинноплинність знижувалася на 30...35%, лінійна усадка і тріщиностійкість на 20...25%, пористість зростала з 0,5 до 2,5 балів за шкалою ВІАМ. Присадки модифікатора в кількості близько 0,15% призводили до підвишення рідинноплинності на 10...15%, лінійної усадки на 30...35% і до зниження пористості в середньому до 0,5 балу. Зростання концентрації заліза в досліджуваних межах не впливало на пористість, але знижувало рідинноплинність на 20...25%, лінійну усадку і тріщиностійкість – на 18...20%. Механічні властивості (границя міцності, відносне подовження і твердість) відповідали нормам ГОСТ 1583-93 (ДСТУ 2839-94) при вмісті стружки в шихті до 15%, заліза в сплаві до 1,5% і при присадці модифікатора [13] в кількості 0,12...0,15% від маси рідкого металу.

Термічна обробка силумінів, як правило, включає в себе гартування і старіння, варіювання температури і часу витримки яких дозволяє змінювати фазовий склад, морфологічні параметри структури і, відповідно, механічні і технологічні властивості в заданому напрямку. Гартування проводиться з метою розчинення надлишкових фаз і отримання максимального ступеня пересиченості твердого розчину. Старіння призначене для подальшого виділення компактних інтерметалідів при розпаді твердого розчину і зміцнення силумінів за дисперсійним механізмом. Виходячи з того, що вміст інтерметалідних фаз у вторинних силумінах значно вищий, ніж у первинних, можна припустити, що стандартні режими термічної обробки не є оптимальними, а їх корегування може служити резервом підвищення якості сплавів.



Рис. 3. Механічні властивості сплаву АК9М2

У зв'язку з цим вивчали [14] вплив вмісту заліза, часу витримки при гартуванні й старінні на структуру і властивості сплаву АК8МЗ, що був виготовлений із вторинної сировини. Стандартна термічна обробка за режимом Т6 припускає гартування з 500 \pm 10 °C, витримку 5...7 год, охолодження у воді і старіння при 180 \pm 10 °C протягом 5...10 год. Оскільки температури термічної обробки нормами чітко регламентовані, при проведенні експерименту вони залишалися постійними.

Дослідження проводили згідно з планом багатофакторного експерименту другого порядку 2³ (табл. 1). В якості незалежних змінних брали вміст заліза в сплаві Fe, час гартування $\tau_{capm.}$ і час старіння $\tau_{cm.}$. Функціями відгуку були показники границі міцності на розтяг σ_{g} , відносне подовження δ і твердість HB. Обробку рідкого металу проводили флюсом [6] і модифікатором [8] в кількості 1,0% і 0,1% від маси розплаву відповідно.

Методом регресійного аналізу отримали систему рівнянь другого порядку, за допомогою яких були отримані графічні залежності механічних властивостей від часу витримки при температурах гартування і старіння. Ці залежності мали вигляд кривих з максимумами, які зміщувалися вправо із збільшенням в сплавах вмісту заліза.

		Досліджувані фактори						
Інтервали варіювання і рів	ні факторів	X_1	X_2	X_3				
		(Fe, %)	(т _{гарт.} , год)	(т _{ст.} , год)				
Нульовий рівень Х ₀	= 0	0,85	6,0	7,0				
Internet southers and	1,0	0,2	3,0	4,2				
інтервал варновання	1,682	0,14	2,0	2,8				
Нижній рівень	X = -1,0	0,65	3,0	2,8				
Верхній рівень	X = +1,0	1,05	9,0	11,2				
Dongui Touru	X = -1,682	0,51	1,0	0				
зоряні точки	X = +1,682	1,19	11,0	14,0				

Таблиця 1 – Матриця планування експерименту другого порядку 2³

На підставі цих даних були отримані графіки, що дозволяють визначити оптимальний час витримки при гартуванні і старінні в залежності від вмісту в сплаві заліза (рис. 4). Необхідність збільшення часу витримки, на наш погляд, пояснюється зростанням кількості інтерметалідних фаз, що гальмують дифузійні процеси при гартуванні і старінні.

Механічні випробування показали, що збільшення часу витримки при гартуванні сплаву AK8M3, що містив 1,19% Fe, з 6 до 8 год і часу витримки при старінні з 7 до 11 год призвело до підвищення границь текучості і міцності на 7...8%, границі витривалості на 12%, малоциклової витривалості ($\varepsilon = 0,3\%$) на 30%, твердості HB на 9% і відносного подовження на 10%.

Розроблені та висвітлені підходи були застосовані автором [15] стосовно поршневого сплаву АК12М2МгН (АЛ25). З урахуванням змін структури при високих температурах (~300 °C) розроблено склад модифікувального комплексу [16], який забезпечує отримання при кристалізації комірчастої структури у вигляді рівновісних ділянок α - твердого розчину на основі алюмінію, оточених пластинчастими включеннями β - Si та компактними включеннями інтерметалідів розмірами до 100 мкм. Каркас із кремнієвої евтектики та інтерметалідів сприяв гальмуванню дифузійних процесів і обмеженню довжини пробігу дислокацій, що позитивно позначилося на стабільності структури і призвело до зниження температурного коефіцієнта лінійного розширення на 5,60...5,75%.

Присадки модифікувального комплексу [16] в кількості 0,15...0,20%, який разом з модифікувальним має високий рафінувальний ефект, дозволили замість первинної використовувати дешеву вторинну шихту, збільшити час до руйнування при $\sigma = 50$ МПа та T = 300 °C в 2,4 рази в порівнянні із заводською технологією і досягти при цьому зниження пористості сплаву з 2...3 до 1 балу за ДСТУ 2839-94 (ГОСТ 1583-93).

Результати лабораторних і промислових випробувань показали, що термічна обробка T1 (штучне старіння) забезпечує більш високу стабільність структури при температурах експлуатації поршнів, ніж обробка T5 (гартування + штучне старіння) при рівні властивостей: $\sigma_B \ge 200$ МПа, HB ≥ 1120 МПа, що перевищує вимоги ДСТУ 2839-94 ($\sigma_B \ge$ 190 МПа, HB ≥ 900 МПа).

Експериментально показано, що ефективними і надійними критеріями жароміцності поршневих сплавів є: стабільність структури при робочих температурах, знижені значення температурного коефіцієнта лінійного розширення (на 5,60...5,75%) і час до руйнування (> 400 годин) при заданих напруженні та робочій температурі.

Результати стендових випробувань на АТ «Мотор Січ» і промислових випробувань у лісових господарствах України показали відсутність передчасного виходу з ладу поршнів протягом гарантійного строку роботи (800 мотогодин),



Рис. 4. Залежність оптимального часу витримки при гартуванні й старінні від вмісту заліза в силуміні АК8М3

високу надійність і довговічність виготовлених за новою технологією поршнів. Впровадження результатів роботи у виробництво дозволило знизити собівартість поршнів з 23,40 до 7,58 грн/шт.

Основним недоліком алюмінієвих сплавів є малі твердість і корозійна стійкість в кислих середовищах. В роботах [7, 8] показано, що в результаті поверхневої лазерної обробки відбувається диспергізація структури, збільшення кількості дефектів кристалічної будови, формування метастабільних фаз і, як наслідок, підвищення твердості алюмінію і його сплавів. Н. В. Широкобоковою зі співавторами [19-21] виконано широкий комплекс досліджень з впливу поверхневої лазерної обробки на механічні та службові властивості силуміну АК8МЗ із змінним від 0,40 до 1,45% вмістом заліза. З представлених у таблиці 2 даних видно, що лазерна обробка призвела до підвищення поверхневої мікротвердості в середньому в 1,7 рази в порівнянні з мікротвердістю твердого розчину на основі алюмінію. Цим можна пояснити підвищення границі витривалості (після шліфування оплавленого шару і старіння при 170 °С протягом 10 год) в середньому на 19%, зниження втрат металу при абразивному зношуванні (кварцовий пісок) на 25%, при терті метал по металу без змащення - на 41%, при кавітаційному зношуванні - на 60%. Корозійні випробування у водному розчині 3% NaCl + 0,1% H₂O₂ протягом 720 годин при температурі 28 °С показали, що число пітингів на одиниці поверхні помітно зростало із збільшенням в сплаві вмісту заліза, при цьому опір сплаву пітингоутворенню в результаті лазерної обробки підвищився в 5...8 разів.

Відомо, що алюміній і його сплави мають низьку корозійну стійкість в кислотах. Представлені в таблиці 2 результати показують, що лазерна обробка призвела до підвищення корозійної стійкості силуміну AK8M3 в 10%-му водному розчині HCl в середньому на 2 порядки, при цьому бал корозійної стійкості сплаву за ГОСТ 13819-68 змінився з 10 (нестійкий) на 5...7 (стійкий і зниженостійкий).

Висновки

Результати проведених досліджень показали, що відповідні сортування й підготовка шихтових матеріалів, рафінувально-модифікувальна обробка рідкого металу і термічна обробка з урахуванням вмісту заліза дозволяють забезпечити високий рівень технологічних, механічних та експлуатаційних властивостей вторинних силумінів.

Лазерна обробка забезпечує істотне підвищення твердості, зносостійкості і корозійної стійкості поверхневого шару та сприяє суттєвому розширенню галузей застосування алюмінієвих сплавів.

Список літератури

- Ищенко А. А. Об использовании отходов алюминиевой тары / А. А. Ищенко, С. И. Андреев, Д. С. Андреев // Металлургия машиностроения. – 2012. – № 5. – С. 18–20.
- Мітяєв О. А. Науково-технологічні основи формування структури, фізико-механічних і службових властивостей вторинних силумінів : автореф. дис. на здобуття наук. ступеня д-ра техн. наук : спец. 05.02.01 «Матеріалознавство» / О. А. Мітяєв. – Запоріжжя. – 2008. – 32 с.
- Немененок Б. М. Теория и практика комплексного модифицирования силуминов / Б. М. Немененок. Минск : Технопринт, 1999. 270 с.
- Островская А. Е. Влияние интерметаллидных фаз на сопротивление разрушению алюминиевых сплавов / А. Е. Островская, И. П. Волчок // Вісник ДНУЗТ ім. В. Лазаряна. – Вип. 34. – Дн-ск : ДНУЗТ, 2010. – С. 211–214.
- Золотаревский В.С. Металловедение литейных алюминиевых сплавов / В. С. Золотаревский, Н. А. Белов. – М. : МИСиС, 2005. – 376 с.
- Пат. 58793А Україна, МКВ7С22В21/06, С22В9/ 10. Флюс для обробки алюмінієвих сплавів / І. П. Волчок, О. А. Мітяєв, С. Г. Рязанов; заявник і патентоутримувач Запорізький нац. техн.

Таблиця 2 —	Вплив вмісту	заліза та	лазерної обробки н	а властивості	силуміну А	4K8M3
•	2		1 1		~ ~	

Покозици	Значення показника при вмісті заліза, %						
Показник	0,40	0,92	1,45				
Мікротвердість Ημ α-Аl, МПа	975	994	1000				
Нµ зміцненого шару на відстані 25175 мкм від поверхні, МПа	16001640	16251720	16201735				
Границя витривалості σ_1 на базі 10 ⁷ циклів, МПа	68 / 82*	100 / 108	71 / 80				
Абразивний знос, мг	29,5 / 24,5	31,0 / 22,0	30,0 / 21,0				
Знос метал по металу, г	0,20 / 0,13	0,15 / 0,13	0,31 / 0,13				
Кавітаційний знос, г	0,14 / 0,11	0,12 / 0,06	0,21 / 0,10				
Число пітингів / см ² (3 % NaCl + 0,1 % H ₂ O ₂)	35 / 5	—	103 / 22				
Швидкість корозії в 10 %-му водному розчині HCl, г/м ² ·год	21,1 / 0,02	28,5 / 0,04	33,6 / 0,32				

Примітка: * – у чисельнику властивості після термообробки Т6, в знаменнику – після Т6 і лазерної обробки.

ун-т. — № 2002108362; заявл. 22.10.2002; опубл. 15.08.2003, Бюл. № 8.

- Пат. 57584А Україна, МКВ С22С 1/06. Модифікатор для алюмінієвих сплавів / І. П. Волчок, О. А. Мітяєв; заявник і патентоутримувач Запорізький нац. техн. ун-т. – №2002108343; заявл. 22.10.2002; опубл. 16.06.2003, Бюл. №6.
- Пат. 42653 Україна, МПК (2009) С22С 1/100. Модифікатор алюмінієвих сплавів / І. П. Волчок, О. А. Мітяєв, А. Є. Островська, О. Л. Скуйбіда; заявник і патентоутримувач Запорізький нац. техн. ун-т. – № и200902454; заявл. 19.03.2009; опубл. 10.07.2009, Бюл. №13.
- Мальцев М. В. Модифицирование структуры металлов и сплавов / М. В. Мальцев. – М. : Металлургия, 1964. – 213 с.
- Бондарев Б. И. Модифицирование алюминиевых деформируемых сплавов / Б. И. Бондарев, В. И. Напалков, Р. И. Тараторкин. – М.: Металлургия, 1979. – 217 с.
- Лютова О. В. Підвищення технологічних та механічних властивостей доевтектичних вторинних силумінів : автореферат дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук: спец. 05.02.01 «Матеріалознавство» / О.В. Лютова. — Запоріжжя. — 2012. — 17 с.
- Пат. 31862 Україна, МПК(2006) С22В21/00 С22В9/00. Флюс для оброблення алюмінієвих сплавів / І. П. Волчок, О. А. Мітяєв, О. В. Лютова [та ін.]; заявник і патентоутримувач Запорізький нац. техн. ун-т. — №200713840; заявл. 10.12.2007; опубл. 25.04.2008, Бюл. №8.
- Пат. 32929 Україна, МПК(2006) С22С1/00. Модифікатор для алюмінієвих сплавів / І. П. Волчок, О. А. Мітяєв; О. В. Лютова [та ін.]; заявник і патентоутримувач Запорізький нац. техн. ун-т. — №200800105; заявл. 02.01.2008; опубл. 10.06.2008, Бюл. №11.
- Волчок И. П. Термическая обработка железосодержащих силуминов / И. П. Волчок,

Е. Л. Скуйбеда // Литье и металлургия. — Минск. — 2012. — №3. — С. 94—97.

- 15. Лоза К. М. Вплив модифікування та термічної обробки на формування структури і властивостей вторинного поршневого сплаву АЛ25 : автореферат дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук: спец. 05.02.01 «Матеріалознавство» / К. М. Лоза. –Запоріжжя. – 2012. – 17 с.
- Пат. 46094 Україна, МПК (2009) С22С1/00. Модифікувальний комплекс для алюмінієвих сплавів / К. М. Лоза, О. А. Мітяєв, І. П. Волчок; заявник і патентоутримувач Запорізький нац. техн. ун-т. – № u200905914; заявл. 09.06.2009; опубл. 10.12.2009, Бюл. №23.
- Астапчик С.А. Лазерные технологии в машиностроении / С. А. Астапчик, В. С. Голубев, А. Г. Маклаков. – Минск : Беларусская наука, 2008. – 252 с.
- Гиржон В. В. Формирование структуры поверхностных слоев алюминиевых сплавов после импульсной лазерной обработки / В. В. Гиржон, И. В. Танцюра // Металлофизика и новейшие технологии. – 2005. – т. 27. – №11. – С. 1519–1528.
- Волчок İ. П. Вплив лазерної обробки на структуру та мікротвердість вторинних алюмінієвих сплавів / İ. П. Волчок, Н. В. Широкобокова // Строительство, материаловедение, машиностроение. – 2010. – Вып. 55 – С. 15–20.
- Волчок И. П. Лазерная обработка алюминиевых сплавов / И. П. Волчок, Н. В. Широкобокова, А. А. Митяев // Литье и металлургия. – 2010. – №3. – С. 30–32.
- Волчок И. П. Влияние лазерной обработки на циклическую усталость вторичных алюминиевых сплавов / И. П. Волчок, Н. В. Широкобокова, С. Е. Бельский // Строительство, материаловедение, машиностроение. – 2011. – Вып. 58 – С. 143–146.

Поступила в редакцию 01.11.2013

Митяев А.А., Волчок И.П., Лоза К.Н., Гнатенко О.В., Лукинов В.В. Обеспечение высокого качества вторичных силуминов

Рассмотрена проблематика вопроса улучшения качества вторичных силуминов и показаны пути повышения их конструктивной прочности с целью более широкого применения в разных отраслях.

Ключевые слова: алюминиевые сплавы, интерметаллиды, рафинирование, модификатор, механические свойства, термическая обработка, усталостное разрушение.

Mityayev O., Volchok I., Loza K., Gnatenko O., Lukinov V. Providing of high quality of secondary silumins

The problematic issue of quality improving of secondary silumins has been considered and the ways of increasing of their constructive strength with the purpose of wider application in different branches have been shown.

Key words: aluminium alloys, intermetallides, refining, modifier, mechanical properties, heat treatment, fatigue fracture.

УДК 669.45+669.046.558

Канд. техн. наук С. А. Полишко

Днепропетровский национальный университет имени Олеся Гончара, г. Днепропетровск

ПОВЫШЕНИЕ УРОВНЯ МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ МАЛОУГЛЕРОДИСТОЙ СТАЛИ СТ1КП ПРИ ПОМОЩИ МОДИФИЦИРОВАНИЯ И ВЫБОРА ОПТИМАЛЬНОГО РЕЖИМА ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ

Исследовано влияние многофункциональных модификаторов при выборе оптимальной термической обработки на стабилизацию химического состава и повышение уровня механических свойств малоуглеродистой конструкционной стали Ст1кп. Построена термокинетическая диаграмма модифицированной стали Ст1кп, использование которой позволяет назначать режимы термической обработки, управлять структурой и механическими свойствами. Рекомендованы оптимальные скорости охлаждения и температуры закалки катанки из модифицированной стали Ст1кп: $V_{oxn} = 3,60$ K/c, $t_{закалки} = 670$ °C; $V_{oxa} = 3,60$ K/c, $t_{закалки} = 570$ °C.

Ключевые слова: малоуглеродистая арматурная сталь, модифицирование, стабилизация, химический состав, механические свойства, термическая обработка.

К сталям, используемым в ответственных конструкциях машиностроения, предъявляют требования не только по прочности, но и по пластичности, как структурно-чувствительному параметру. Задиры на поверхности катанки, как правило, являются источниками коррозионного разрушения и снижения ресурса нормальной эксплуатации железобетона. Поэтому, для обеспечения требуемой структуры и механических свойств серийной горячекатаной проволоки из стали марки Ст1кп, выплавленной в 160-ти тонных конвертерах, после окончания ее деформации подвергают «дождеванию» по идее и разработке академика К. Ф. Стародубова [1]. Использование такой технологии позволяет в современных промышленных условиях повысить прочность Ст1кп на 40-80%.

Однако, такой серийный металл, обладая рядом недостатков (загрязненность неметаллическими включениями, сульфидами удлиненной формы, разнозернистостью, нестабильностью химическо-го состава и др., табл. 1, 2 и рис. 1), для ответствен-

ного назначения нуждался в улучшении.

Поэтому в условиях кислородно-конвертерного цеха ОАО «АрселорМиттал Кривой Рог» успешно были применены модификаторы многофункционального действия [2] взамен алюминия чушкового и ферротитана, изготавливаемых согласно ГОСТ 295-98 и ГОСТ 4761-91. Также, одним из возможных путей, кроме модифицирования специальными раскислителями-модификаторами, является разработка оптимальной термической обработки с прокатного нагрева.

Для определения режимов термической обработки были построены термокинетические диаграммы состояния стали Ст1кп модифицированных и серийных плавок, которые позволяют, в зависимости от требований, регулировать все технические температурно-временные параметры процесса обработки (рис. 2, 3). Они отличаются тем, что диаграмма для немодифицированной стали смещена влево и вниз по отношению к диаграмме распада модифицированного металла.

Морко отоли	Разница массовых долей химических элементов, %									
марка стали	С	Mn	Si	Cr	Ni	Cu	S	Р	As	
Ст1кп ДСТУ 2651-2005	0,06	0,25	0,05	0,3	0,3	0,3	0,05	0,04	0,08	
Серийная	0,03	0,12	0,03	0,04	0,06	0,06	0,020	0,007	0	
Модифицированная	0,03	0,11	0,02	0,01	0,01	0,03	0,011	0,002	0	

Ta	блица	1 -	Химический	состав	стали	CT.	lкп
----	-------	-----	------------	--------	-------	-----	-----

	~ ~	•	D					
10	юпина	/ _	Papulalla	MENJUMBERING	CDOMCTD	MODOVEDE	nonucrou	сто пи
	lu, mila A	-	газнина	молапических	UDUNUID	wanterine	DO/INCION	UIAJIV

Марка стали	Предел прочности о _в , МПа	Относительное сужение ψ , %
Ст1кп по ДСТУ 2770-94	420	≥ 68
Серийная	35	5
Модифицированная	25	3

© С. А. Полишко, 2014







Рис. 2. Термокинетическая диаграмма распада аустенита модифицированной стали Ст1кп



Рис. 3. Термокинетическая диаграмма распада аустенита модифицированной и серийной стали Ст1кп
Использование термокинетических диаграмм дает возможность изменить параметры процесса с обеспечением в материале требуемого типа структуры – феррита и перлита. Для определения оптимальных режимов термической обработки – скорости охлаждения и температуры закалки – исследована структура стали Ст1кп, полученной в разных условиях (рис. 2, 3).

На установке для построения термокинетических диаграмм распада аустенита с участием автора построена диаграмма для модифицированной и немодифицированной стали. В связи с широким интервалом времени охлаждения образцов от 10⁻¹ до 10⁴ с, шкала абсцисс дана в логарифмическом варианте.

Установка включала печь для нагрева образнов, потенциометр ПДТ 4, самописец, а также компьютер, с помощью которого структуры выводили на микроскоп для фотографирования. Охлаждающими средами являлись воздух, вода, подсоленная (10% NaCl) вода. После охлаждения и фотографирования определяли твердость образцов. На рис. 2, 3. представлена термокинетическая диаграмма распада аустенита в модифицированных образцах. Образцы нагревали до критической точки A_3 и охлаждали с разными скоростями, запрессовывали в порядке увеличения скоростей охлаждения (рис. 2), изготавливали шлифы и фотографировали.

Затем на шлифах измеряли твердость и наносили на кривые охлаждения (рис. 3). Микроструктура с показаниями твердости представлена на рис. 4. На основании анализа термокинетических диаграмм состояния, микроструктуры твердости был определен температурно-временной режим охлаждения катанки из модифицированной стали: скорость охлаждения должна находиться в пределах от 1,6 до 3,6 град/с, а температура термообработки с прокатного нагрева < 670 °C.

Из вышеприведенных данных следует, что аустенит в модифицированной стали более устойчивый благодаря большей степени легированности, и большей стабильности химического состава. Рекомендованная микроструктура (Φ + Π) для модифицированной стали Ст1кп соответствует (рис. 4, *в г*).

Благодаря модифицированию многофункциональными модификаторами и правильному выбору режима термической обработки произошло повышение уровня механических свойств в стали Ст1кп (рис.5).

Таким образом, построение термокинетической диаграммы модифицированной стали Ct1кп позволяет назначать режимы термической обработки, управлять структурой и иметь стабильные механические свойства. В данной работе рекомендованы оптимальные скорости охлаждения и температуры закалки катанки из модифицированной стали Ct1кп: V_{oxa} = 3,60 K/c, $t_{закалки}$ = = 670 °C; V_{oxa} =3,60 K/c, $t_{закалки}$ =570 °C. Показано, что модифицирование многофункциональными модификаторами в сочетании с правильно выбранными режимами термической обработки позволяет повысить уровень и стабильность механических свойств в малоуглеродистой горячекатаной стали Ct1кп.



Рис. 4. Микроструктура образцов стали Ст1кп (модифицирование) × 500, скорости охлаждения, температуры закалки: $a - V_{0XA} = 3,60$ С/с $t_{3aKaлKu} = 7950$ С; $\delta - V_{0XA} = 3,60$ С/с $t_{3aKaлKu} = 7000$ °C; $a - V_{0XA} = 3,60$ С/с $t_{3aKaлKu} = 6700$ С; $e - V_{0XA} = 3,60$ С/с $t_{3aKaлKu} = 5700$ °C



Рис. 5. Средние значения характеристик прочности (σ_θ и σ_m), согласно механическим свойствам стали Ст1кп, обработанной многофункциональными модификаторами и алюминием утяжеленным

Список литературы

- Стародубов, К. Ф. Разработка технологии термической обработки сталей с прокатного нагрева / К. Ф. Стародубов, В. М. Иващенко, Ю. З. Березовский // Черная металлургия, Черметинформация, сер. 12. – М.: 1966. – Вып. 8. – 12 с.
- Патент на винахід № UA 85254. Композиційний розкислювач для обробки сталей. МОНУ. / Шаповалова О. М., Шаповалов В. П., Шаповалов А. В., Полішко С. О. Державний департамент інтелектуальної власності, ДНУ, а 2007 008 58 ; заявл. 26.01.2007 р. ; опубл. 12.01.2009 р., Бюл №1.

Поступила в редакцию 29.01.2014

Полішко С.О. Підвищення рівня механічних властивостей маловуглецевої сталі Ст1кп за допомогою модифікування і вибору оптимального режиму термічної обробки

Досліджено вплив багатофункціональних модифікаторів при виборі оптимальної термічної обробки на стабілізацію хімічного складу і підвищення рівня механічних властивостей маловуглецевої конструкційної сталі Ст Ікп. Побудована термокинетическая діаграма модифікованої сталі Ст Ікп, використання якої дозволяє призначати режими термічної обробки, управляти структурою і механічними властивостями. Рекомендовані оптимальні швидкості охолоджування і температури гарту катанки з модифікованої сталі Ст Ікп: Voxoл = 3,60 K/c, $t_{гартування} = 670$ °C; $V_{oxon} = 3,60$ K/c, $t_{гартування} = 570$ °C.

Ключові слова: маловуглецева арматурна сталь, модифікування, стабілізація, хімічний склад, механічні властивості, термічна обробка.

Polishko S. Increase of level of mechanical properties of low-carbon steel St1kp through modification and choice optimum mode of heat treatment

Influence of multifunction modifiers is investigational at the choice of optimum heat treatment on stabilizing of chemical composition and increase of level of mechanical properties of lowcarbon construction steel of St1kp. The thermokinetical diagram of the modified steel of St1kp, the use of which allows to appoint the modes of heat treatment, manage a structure and mechanical properties, was built. Optimum speeds of cooling and temperature of tempering of steel were recommended from the modified steel of St1kp: $V_{coolings} = 3,60$ K/s, $t_z = 670$ °C; $V_{coolings} = 3,60$ K/s, $t_{zakalki} = 570$ °C.

Key words: low-carbon armature steel, modification, stabilizing, chemical composition, mechanical properties, heat treatment.

УДК 621.793.6:669.35

С. Н. Ткаченко

Запорожский национальный технический университет, г. Запорожье

ПОВЕРХНОСТНОЕ ЛЕГИРОВАНИЕ ДЕТАЛЕЙ ИЗ УГЛЕРОД-УГЛЕРОДИСТЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ ДЛЯ АВИАЦИОННОЙ ПРОМЫШЛЕННОСТИ С ЦЕЛЬЮ ПОВЫШЕНИЯ ЖАРОСТОЙКОСТИ

В данной работе показаны результаты поверхностного легирования деталей из графитовых материалов для авиационной промышленности с целью повышения жаростойкости. Рассмотрено влияние легирующих элементов на улучшение поверхностных свойств используемых материалов.

Ключевые слова: графит, поверхностное легирование, упрочнение, жаростойкость, адгезионная прочность, самораспространяющийся высокотемпературный синтез, диффузия, микроструктура, поверхностный слой.

Современное производство деталей из авиационного графита

В течение последних десятилетий интерес к авиационной промышленности постоянно растет [1]. Со второй половины XX века для изготовления торцевых, радиальных и радиально-торцевых уплотнений масляных полостей подшипниковых опор компрессора и турбины ГТД применяются графитовые материалы. Их применение обусловлено невозможностью схватывания графита со сталью и низким значением модуля упругости, что исключает возможность задира поверхности стальных контртел. Следовательно, актуальным является вопрос повышения эксплуатационного срока службы деталей, за счет поверхностного упрочнения [2, 3]. При окружных скоростях 70-150 м/с, имеющих место в ГТД графитовые уплотнения работают в гидродинамическом режиме, то есть поверхности трения разделены масляным клином [1]. Условия работы уплотнений в гидродинамическом режиме накладывают определенные требования к углеграфитовым материалам, заключающиеся в следующем:

- 1. Высокая прочность
- 2. Малый размер зерна
- 3. Низкий процент канальных пор

4. Хорошая механическая обрабатываемость с использованием универсальных станков и стандартного инструмента.

В данной работе предоставлены результаты работы по увеличению жаростойкости графитовых материалов.

Решение вопросов по повышению эксплуатационных характеристик углеродосодержащих материалов связано с малой плотностью (до 2,2 г/см³) и высокой пористостью графита (20...25%), при этом плотность материала в большей степени оказывает влияние на термостойкость, а пористость — на окисление [2]. Поэтому повышенный интерес к вопросам разработки новых эффективных методов получения многофункциональных защитно-упрочняющих барьерных слоев на основе тугоплавких соединений (карбидов, боридов, силицидов) продиктован непрерывно расширяющимся их использованием для нужд современной техники и, в частности, в авиационной промышленности.

Одним из наиболее эффективных технологических путей повышения надежности работы деталей из высокоуглеродистых материалов, используемых в авиационной промышленности, является нанесение на их рабочую поверхность различных покрытий [2]. Покрытие представляет поверхностный слой детали, целенаправленно создаваемый воздействием окружающей среды на поверхность детали, и характеризующийся конечной толщиной, а также химическим составом и структурно-фазовым состоянием, качественно отличающимися от аналогичных характеристик материала основы [4]. Незначительный расход материала покрытия и высокие характеристики поверхности детали обеспечивают повышенный интерес к разработке новых методов нанесения покрытий целевого назначения и широкое внедрение покрытий в космическую промышленность. На сегодняшний день актуальным является вопрос получения покрытий большей толщины с заданным химическим составом. Одним из методов повышения жаростойкости является химико-термическая обработка (ХТО) в условиях самораспространяющегося высокотемпературного синтеза (СВС).

Анализ литературных данных и постановка проблемы

Самораспространяющийся высокотемпературный синтез (CBC) представляет собой высокоинтенсивное экзотермическое взаимодействие химических элементов в конденсированной фазе, способное к самопроизвольному распространению в виде волны горения [5]. Благодаря высоким технологическим и физическим (тепловые свойства, электрические и магнитные характеристики) свойствам графитовых материалов, используемых в качестве материала в авиастроении применяется поверхностное упрочнение кремнием деталей в условиях теплового самовоспламенения, заключающегося в совмещении химических транспортных реакций с процессом теплового самовоспламенения порошковых смесей [4–5].

Цель и задачи исследования

Целью настоящей работы является разработка технологии поверхностного упрочнения деталей из графитовых материалов, применяемых в авиационной промышленности в условиях CBC, а также исследование микроструктуры и жаростойкости поверхностного слоя.

Экспериментальные данные и их обработка

В качестве исследуемого материала был выбран углерод-углеродистый композиционный материал УУКМ на основе углеродной ткани «Урал НШ-215». В качестве источника тепла для протекания процесса диффузионного насыщения были использованы окислы Cr2O3 и SiO2. Дисперсность порошков составляла 100-350 мкм. Поверхностное упрочнение образцов в условиях СВС осуществляли в реакторе открытого типа. Температуру СВС-смеси контролировали вольфрам-рениевой термопарой ВР-5 в защитном чехле, введенной непосредственно в ее объем. Микроструктура упрочненного слоя исследовалась на световом микроскопе «Neophot-21». Фазовый анализ осуществляли на рентгеноспектральном микроанализаторе MS-46, оснащенном приставкой электронного микроскопа МЕ 76. Испытание на жаростойкость осуществляли согласно ГОСТ 6130-71. Микротвердость измеряли на приборе «ПМТ-3» при нагрузке на индентор 1Н.

Результаты и обсуждение проведенных экспериментальных исследований

В данной работе исследовались защитные силицированные слои на основе гафния. При использовании гафния в качестве легирующего элемента в количестве 1% установлено, что в начале формируется тонкий слой (< 1 мкм) карбида гафния, который является прекрасным барьерным покрытием и предотвращает процесс взаимной диффузии гафния и углерода. Затем, в процессе нанесения покрытия, формируется многокомпонентный защитный слой, толщиной 100— 120 мкм. В качестве активатора процесса был выбран хлористый натрий (NaCl) в количестве 1%. Температура процесса составляла 1200 °С, время выдержки — 80 мин. При выборе гафния в качестве легирующего элемента в защитное покрытие от окисления графитовых изделий, были приняты во внимание следующие его уникальные свойства:

1. Образующийся при окислении гафния диоксид гафния HfO₂ является наиболее термодинамически стабильным оксидом и имеет очень низкое давление пара при высоких температурах;

2. HfO₂ действует как прекрасный термический барьер (температура плавления 2758 °C);

3. Образующийся при окислении промежуточный слой HfC_xO_y является диффузионным барьером от кислорода;

4. Промежуточный слой HfC_xO_y имеет хорошую адгезию как к графиту, так и к наружному слою оксида HfO_2 .

Однако испытания показали, что покрытия, легированные гафнием, защищают графитовые изделия от окисления в лучшем случае до температуры 1700 °С (рис. 1). Верхний предел температуры определяется тем, что образующийся при окислении HfO₂ имеет при температуре 1700 °С переход от моноклинной модификации к тетрагональной. В связи с этим в шихту добавляется тантал. Покрытие на основе HfC+TaC, имеет значительно лучшие физико-механические характеристики. Было установлено, что 0,4% масс. Ta₂O₅ стабилизирует модификацию HfO₂ без существенного уменьшения температуры плавления диоксида гафния (рис. 1).

Анализ кинетики окисления материалов проведен по изменению массы Δm (мг/см²) за определенный интервал времени термообработки, т. е. $\Delta m = f(t)$. Изменение массы обусловлено образованием нелетучих (Ni₂SiO₄, HfO₂, ZrO₂, Ta₂O₅, SiO₂) и летучих оксидов (B₂O₃, MoO₃, CO₂) в результате высокотемпературного окисления высокоуглеродистых материалов:

 $\begin{array}{l} ZrB_2 + 5/2O_2 \to ZrO_2 + B_2O_3; \\ MoSi_2 + 7/2O_2 \to MoO_3 + 2SiO_2; \\ 2Ni + SiO_2 \to Ni_2SiO_4, \ \text{при} \ 1200 \ ^\circ\text{C}; \\ Hf + O_2 \to HfO_2, \ \text{при} \ 700 \ ^\circ\text{C}; \ 2Ta + 5O_2 \to Ta_2O_5, \\ \text{при} \ 600 \ ^\circ\text{C}; \ TiB_2 + 5/2O_2 \to TiO_2 + B_2O_3; \\ TiSi_2 + 3O_2 \to TiO_2 + 2SiO_2; \ C + O_2 \to CO_2. \end{array}$

Испытанию на жаростойкость были подвергнуты силицированные образцы высокоуглеродистых материалов с многокомпонентными защитными покрытиями, полученными в условиях СВС. Покрытия легировались бором, хромом, алюминием, оксидом никеля, гафнием, оксидом тантала,



Рис. 1. Изменение массы высокоуглеродистого материала на графитовой основе (УУКМ) в зависимости от элементов, легирующих диффузионное покрытие

титаном и цирконием (рис. 2). Физические свойства материалов образцов определяются исходными свойствами и технологией изготовления. Определяли скорость процесса окисления образцов в среде кислорода методом взвешивания. Использовались весы ВЛАО-200, точность взвешивания — 0,05 мг.

Исследования образцов графита с покрытиями на стойкость к высокотемпературному окислению в атмосфере воздуха заключались в последовательном взвешивании образцов после соответствующей выдержки в печи при температуре 1000 °С через каждые 5 часов вплоть до 25 часов. Исследование материалов покрытия показало. что для всех видов покрытий угар графита значительно сократился относительно эталонного образца. Наиболее стойкое покрытие было получено при формировании композиционного слоя на основе Hf-Ta протяженностью до 120 мкм. Наличие тугоплавкой карбидной фазы (Тпл SiC - 2700...2827 °C) повлияло на жаростойкость графита. Причем после 5 часов испытания угар графита оставался постоянным, что связано с закупориванием пор графита вследствие вторичного окисления кремния до оксида кремния, а также это связано с тем, что при нанесении покрытия снижается пористость графита до 4 раз. Контрольный образец УУКМ без покрытия при 1000 °С интенсивно окисляется и за 10 мин. испытаний за счет образования СО2 теряет свыше 20% своей массы, т.е. выгорает слой около 1.0 мм материала. Силишированные образцы, полученные с использованием традиционной технологии химико-термической обработки в течение 8 ч. имеют слабоостеклованную, пористую поверхность. Через поры и трещины в покрытии кислород воздуха проникает к УУКМ и окисляет его. Такие покрытия не обладают достаточным защитным действием. Потеря массы может быть связана с недостаточным количеством кремния для образования герметезирующей стекломатрицы на поверхности покрытия, что приводит к интенсивному выгоранию высокоуглеродистого материала.

Использование газотранспортной СВС-технологии, в результате которой покрытие содержит высокие концентрации легирующих элементов (кремний, бор, хром, алюминий, гафний, тантал, никель, титан, цирконий, молибден), позволяет повысить термостабильность покрытий. Благодаря высокой реакционной способности, СВС-технология ускоряет процесс растекания оксидного расплава и формирования газонепроницаемой оксидной пленки. Защитный герметизирующий слой образуется в первые минуты термообработки.

Легирование слоя высокоуглеродистого материала алюминием и оксидом никеля в условиях CBC приводит к образованию интерметаллидных фаз Ni₃Al, NiAl, Ni₂Al₃, NiAl₃, что увеличивает его жаростойкость в 3–4 раза (рис. 3–4). Данные интерметаллиды обладают высокой твердостью и высокой химической стойкостью к коррозионным средам при повышенных температурах, также NiAl имеет более высокую температуру плавления, чем исходные металлы (табл. 1). Диффузионный слой состоит в основном из интерметаллидной фазы Ni-Al и промежуточного подслоя. Микротвердость наружного слоя составляла 5500–6500 МПа, а внутреннего – 2500–3000 МПа.



Рис. 2. Изменение массы материала УУКМ с силицированными покрытиями в процессе термообработки с различными легирующими компонентами при 1400 °C:



1 - Hf-Ta; 2 - Ni-Al; 3 - Cr-Si; 4 - Cr-B; 5 - Ti-B; 6 - Zr-B



Внешний слой представлял собой фазу Ni₃Al, а под ним располагалась небольшая зона твердого раствора алюминия в никеле. Образующийся при насыщении высоколегированный диффузионный слой, с одной стороны, ограничивает, диффузионное перераспределение элементов в поверхностных и приповерхностных зонах сплава, а, с другой стороны вследствие барьерного эффекта слоя, тормозит движение дислокаций к поверхности. Это приводит к уменьшению скорости окисления и увеличению жаропрочности сплава. На поверхности подложки сосредоточены фазы, с большим количеством никеля, возле подложки — сосредоточен алюминий. Благодаря этому, фаза NiAl₃, имеющая относительно небольшую температуру плавления, защищена от расплавления. Вследствие химической реакции между AlCl₂ и алюминием вырабатывались низшие хлориды AlCl₂ или AlCl, способные выделять атомы алюминия на поверхности никеля, т. е. низшие хлориды алюминия опять переходили в высшие, которые снова реагировали с алюминием. В результате таких транспортных реакций диспропорционирования происходит перенос алюминия к никелю. На различных образцах высокоуглеродистых материалов был проведен рентгеноспектральный анализ на выявление Ni и Al, с указанием линии исследования распределения данных элементов (рис. 4, a), а также был исследован характер качественного распределения Ni и Al по глубине диффузионных слоев (рис. 4, δ).

Таблица 1 — Температура плавления образующихся интерметаллидных фаз в защитных диффузионных покрытиях

Фаза	Температура плавления, °С
Ni ₃ Al	1380
NiAl	1638
Ni ₂ Al ₃	1132
NiAl ₃	854



Рис. 4. Микроструктура углерод-углеродистого композиционного материала с указанием линии исследования распределения Ni и Al, × 500 (*a*) и Характер качественного распределения легирующих элементов Ni и Al по толщине силикоборированного слоя (*б*)

Выводы

В результате установлено, что легирование слоя высокоуглеродистого материала алюминием и оксидом никеля в условиях CBC приводит к образованию интерметаллидных фаз Ni₃Al, NiAl, Ni₂Al₃, NiAl₃, что увеличивает его жаростойкость в 3-4 раза, а добавление в шихту 1% Hf и 0,4% Ta₂O₅ приводит к увеличению жаростойкости в 4-5 раз.

Список литературы

1. <u>http://sonbi.ru/salut-science/Production/Grafite/</u> index.htm

- Космос и технологии : учебник / Санин Ф., Джур Е., Санин А., Хуторный В. В. – Д. : АРТ-ПРЕСС, 1977. – 456 с.
- Удовицкий В. И. Антифрикционное пористое силицирование углеродистых сталей : учебник / В. И. Удовицкий. – М. : Машиностроение, 1977. – 191 с.
- Ворошнин Л. Антифрикционные диффузионные покрытия : учебник / Л. Волошин. – Минск : Наука и техника, 1981. – 295 с.
- Мержанов А. Процессы горения и синтеза материалов : учебник / Мержанов А. – Черноголовка : ИСМАН, 1998. – 512 с.

Поступила в редакцию 04.09.2013

Ткаченко С.М. Поверхневе легування деталей з вуглець-вуглецевих композиційних матеріалів для авіаційної промисловості з метою підвищення жаростійкості

У даній роботі показані результати поверхневого легування деталей з графітових матеріалів для авіаційної промисловості з метою підвищення жаростійкості. Розглянуто вплив легуючих елементів на поліпшення поверхневих властивостей використовуваних матеріалів.

Ключові слова: графіт, поверхневе легування, зміцнення, жаростійкість, адгезійна міцність, саморозповсюджувальний високотемпературний синтез, дифузія, мікроструктура, поверхневий шар, мікротвердість.

Tkachenko S. Superficial alloying of details from graphite materials for aviation industry with the purpose of increase of heat-tolerance

In this work results are rotined superficial alloying details from graphite materials for aviation industry with the purpose of increase of heat-tolerance. Influence of alloying elements is considered on the improvement of superficial properties of in-use materials.

Key words: graphite, superficial alloying, work-hardening, heat-tolerance, adhesion strength, self-propagating high temperature synthesis, diffusion, microstructure, superficial layer.

УДК 669.295:621.78

Т. А. Глотка

Запорожский национальный технический университет, г. Запорожье

ВЛИЯНИЕ ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ НА СТРУКТУРУ И СВОЙСТВА СЛОЖНОЛЕГИРОВАННОГО ТИТАНОВОГО СПЛАВА

Разработаны режимы предварительной термической обработки термоупрочненной заготовки из сплава BT25У, обеспечивающие повышение деформируемости сплава. Установлено, что формирование α''- фазы повышает пластичность сплава по сравнению с исходным состоянием и дает возможность реализовать технологию интенсивной пластической деформации заготовок из сложнолегированных титановых сплавов типа BT25У.

Ключевые слова: закалка, изотермический отжиг, деформируемость, интенсивная пластическая деформация.

Актуальность исследований

Для повышения механических свойств роторных деталей газотурбинного двигателя (ГТД) из жаропрочных титановых сплавов все чаще применяют технологию интенсивной пластической деформации (ИПД). Методами ИПД (в частности, винтовой экструзией) получают субмикрокристаллические (СМК) материалы с размером зерен 0,1...0,2 мкм и специфической субструктурой, содержащей решеточные и зернограничные дислокации.

По мнению ряда авторов [1–3], такая структура характеризуется большими упругими искажениями кристаллической решетки и обеспечивает в конструкционных материалах одновременно высокий уровень пластических и прочностных характеристик за счет напряженных высокоугловых зерен.

Но для сложнолегированных титановых сплавов типа ВТ25У, из-за низкой пластичности, проведение технологии ИПД затруднено.

Известно [4, 5], что повышению деформируемости титановых сплавов после закалки способствует образование α'' - фазы мартенситного типа. С другой стороны, после проведения изотермического отжига обеспечиваются наиболее высокие пластические свойства при минимальных прочностных характеристиках, что обусловлено образованием более крупных частиц пластичной β - фазы и большим ее количеством.

В то же время, режимы термообработки (α+β)титановых сплавов разработаны для стадий технологической обработки слитков в деформированные заготовки с конечной операцией упрочнения заготовок авиационного назначения. Нормативных режимов для обработки конечной заготовки с целью обеспечения большей пластичности нет. Поэтому, цель работы заключалась в определении влияния режимов термической обработки на способность к деформированию сложнолегированных титановых сплавов для проведения ИПД.

Материалы и методики исследований

Заготовки из сплава ВТ25У подвергали термической обработке в электрической печи СНВ 4,0×8,0×2,6/10. Для контроля температуры в рабочем пространстве печи применяли хромель-алюмеливую термопару типа «ТХА» (ГОСТ 3044–94), запись и регулировка температуры осуществлялась автоматическим потенциометром типа КСП3-П (ГОСТ 7164) с градуировкой шкалы ХА68. Точность измерения температуры ±2,5 °С (ГОСТ 6616–94).

Микроструктурный анализ деформированного титанового сплава проводили с использованием инвертированных микроскопов отраженного света «NEOPHOT-32» и «Observer.D1m» (фирма «Carl Zeiss, оснащенного окуляр-микрометром с линейкой (при увеличении 500 раз 1 деление = 2 мкм).

С помощью просвечивающего электронного микроскопа JEM-100CXII при ускоряющем напряжении 100 кВ исследовали структуру сплава ВТ25У после термообработки. При этом применялся двухосевой гониометр, позволяющий при отсутствии прецессии наклонять образец на угол до 45°. СМК структуру получали по технологии ИПД методом винтовой экструзии (ВЭ).

Результаты исследований

Известно, что деформируемость титановых сплавов зависит от структуры и фазового состава. Предварительные исследования деформирования образцов из сплавов типа BT25У по тех-

© Т. А. Глотка, 2014

нологии ИПД показали, что происходит разрушение уже после 1–2 проходов через винтовой канал матрицы.

Использование различных видов термической обработки позволяет управлять кинетикой протекания фазовых превращений и процессом структурообразования в сложнолегированных титановых сплавах, и, как следствие, изменять механические свойства в довольно широких пределах. Руководствуясь исследованиями ряда авторов [6-8], для повышения деформационной способности сложнолегированных титановых сплавов проведено закалку (900 и 980 °C) и изотермический отжиг. Так как известно, что в закаленном состоянии α+β- сплавы обладают повышенной пластичностью (значительное снижение предела текучести, рост относительного удлинения и сужения), а изотермический отжиг способствует снижению твердости, повышению пластичности, устранению внутренних напряжений и стабилизации структуры.

По результатам измерения твердости образцов после различных видов термической обработки установлено, что более пластичными были закаленные образцы, полученные после закалки с 900 °C (рис. 1).



Рис. 1. Твердость образцов из сплава ВТ25У после термической обработки

Вероятной причиной повышения твердости закаленных образцов с 980 °C по сравнению с исходным состоянием могло стать формирование термодинамически нестабильной α'- фазы мартенситного типа. Эта фаза образуется внутри

зерен первичной β - фазы в виде тонких длинных игл, α' - фаза мартенситного типа имеет пластинчатое строение, пластины которой расположены почти параллельно с незначительной разориентировкой и состоят из вытянутых субзерен с большой плотностью дислокаций. Большая плотность дефектов и пластинчатое строение α' - фазы определяют высокую прочность титановых сплавов [9].

Для определения влияния различных видов термической обработки на пластичность сплава ВТ25У проводили исследования структурного состояния (рис. 2). Анализ структуры показал изменение морфологии структурных составляющих.





Рис. 2. Образцы из сплава ВТ25У после термообработки по различным режимам:

a – закалка с 900 °C, ×500; б – закалка с 980 °C, ×500;
 в – изотермический отжиг 900 °C, охлаждение с печью до 580 °C, ×1000

Исследование структуры проводили также с использованием просвечивающего электронного микроскопа методом фольг (рис. 3). В структуре термообработанных образцов кроме стабильной α - фазы обнаружено наличие и метастабильных фаз — β и фаз мартенситного типа — α' - и α'' .



Рис. 3. Микроструктура сплава ВТ25У после термической обработки (ПЭМ, фольги): *a* – изотермический отжиг 900 °C, охлаждение с печью до 580 °C; *δ* – закалка 900 °C; в – закалка 980 °C

Как следует из анализа структуры, в образце из сплава BT25У, подвергнутого изотермическому отжигу, присутствуют только α - и β - фазы (рис. 3, *a*), тогда как на снимке закаленного с 900 °C образца, наряду с первичной α - фазой обнаружено наличие тонких пластинок α'' - фазы (рис. 3, δ). При более высокой температуре закалки (980 °C) на снимках структуры сплава BT25У отчетливо видны мартенситные иглы α' - фазы (рис. 3, ϵ).

Структура, полученная после закалки с 900 °С, представляла собой смесь небольшого количество α- фазы и тонких пластин α"- фазы мартенситного типа. Фаза α" по виду микроструктуры почти не отличается от α' , но имеет более мелкоигольчатое строение. Она образуется при закалке в результате меньшего, чем при образовании фазы α', смещения атомов в процессе бездиффузионной перестройки кубической решетки в гексагональную. Поэтому, фаза α" обладает более высокими значениями пластичности, что подтвердили результаты исследований микротвердости структурных составляющих. В соответствии с которыми, у фазы α" значения микротвердости находились на уровне 3000 МПа, у β- фазы -3500 МПа, у α'- фазы – 5500 МПа.

Таким образом, по анализу исследований твердости, микротвердости и микроструктурного состояния сплава BT25У разработано режим термической обработки, позволяющий повысить деформируемость сплава для проведения ИПД, в частности методом винтовой экструзии (ВЭ).

Дальнейшие исследования реализации технологии ИПД в сплаве BT25У позволили установить, что структурирование необходимо проводить по следующим режимам: угол наклона винтовой линии $\beta = 60^{\circ}$; количество проходов через винтовую матрицу — 7; температура нагрева заготовки 800 °C.

В результате формирования СМК структуры в закаленном титановом сплаве повышено предел прочности, предел выносливости при сохранении высокой пластичности.

Таким образом, проведение технологии ИПД в сочетании с предварительной термической обработкой сплава ВТ25У позволит управлять структурой, фазовым составом и морфологией фаз, следовательно, гарантирует высокие показатели механических свойств роторных деталей ГТД.

Выводы

1. Разработан режим предварительной термической обработки в виде закалки с 900 °С, позволяющий повысить пластичность термоупрочненной заготовки из сплавов типа BT25У за счет формирования фазы α" мартенситного типа.

2. Установлены технологические параметры деформирования закаленных сложнолегированных титановых сплавов: угол наклона винтовой линии $\beta = 60^{\circ}$; количество проходов через винтовую матрицу — 7; температура нагрева заготовки 800 °C.

3. Применение технологии ИПД позволяет получать сплавы с СМК структурой, что приводит к повышению механических свойств деталей роторной части ГТД, и, как следствие, увеличению срока эксплуатации всего двигателя.

Список литературы

- Valiev R. Z. Bulk nanostructured materials from severe plastic deformation / Valiev R. Z., Islamgaliev R. K., Alexandrov I. V. // Prog. Mater. Sci. – № 45. – P. 103–109.
- Гусев А. И. Наноматериалы, наноструктуры, нанотехнологии / А. И. Гусев. – М. : ФИЗ-МАТЛИТ, 2005. – С. 222–228.
- Головин Ю. И. Наноматериалы и нанотехнологии / Ю. И. Головин // Инженерный журнал. – 2006. – № 1. – С. 2–8.
- Александрова Г. В. Пластичность метастабильных фаз в титановых сплавах / Г. В. Александрова, М. И. Ермолова, Н. Ф. Жебынева // ФММ. – 1986. – № 4. – С. 815–817.
- Никольский Л. А. Горячая штамповка и прессование титановых сплавов / Л. А. Никольский, Фиглин С. З., Бойцов В. В. – М. : Машиностроение, 1975. – С. 86–150.
- Вульф Б. К. Термическая обработка титановых сплавов / Б. К. Вульф. – М. : Металлургия, – С. 49–71.
- Егорова Ю. Б. Прогнозирование механических свойств сплава ВТ23 после термической обработки / Ю. Б. Егорова, Ю. А. Попова, И. М. Куделина // Технология легких сплавов. – 2008. – № 3. – С. 34–39.
- Колачев Б. А. Особенности структуры и свойств закаленных титановых сплавов / Б. А. Колачев, Ф. С. Мамонова, В. С. Лясоцкая // МиТОМ. – 1975. – № 8. – С. 52–56.
- Локшин Ф. Л. К вопросу образования метастабильных фаз в титановых сплавах / Ф. Л. Локшин // МиТОМ. – 1966. – № 9. – С. 55–56.

Поступила в редакцию 20.05.2014

Глотка Т.А. Вплив термічної обробки на структуру і властивості складнолегованого титанового сплаву

Розроблено режими попередньої термічної обробки термічнозміцненої заготовки зі сплаву BT25У, які забезпечують підвищення деформованості сплаву. Встановлено, що формування α'' -фази підвищує пластичність сплаву в порівнянні з вихідним станом і дає можливість реалізувати інтенсивну пластичну деформацію заготовок зі складнолегованих титанових сплавів типу BT25У.

Ключові слова: гартування, ізотермічний відпал, деформуємість, інтенсивна пластична деформація.

Glotka T. Effect of heat treatment on the structure and properties of complex doped titanium alloy

Heat treatment modes of thermally hardened BT25V alloy bar were worked out, which provided increasing of alloy deformability. It was ascertained that forming of α'' -phase raised alloy ductility as compared to initial condition and promoted realization of severe plastic deformation technology in bars of complexly doped titanium type BT25V alloys.

Key words: quenching, isothermal annealing, deformability, severe plastic deformation.

УДК 004.67

Д-р техн. наук С. А. Субботин

Запорожский национальный технический университет, г. Запорожье

ОБРАБОТКА СТАЦИОНАРНЫХ СИГНАЛОВ В ЗАДАЧЕ ДИАГНОСТИРОВАНИЯ ЛОПАТОК ГАЗОТУРБИННЫХ АВИАДВИГАТЕЛЕЙ

Решена задача автоматизации сокращения размерности данных для построения диагностических моделей на основе стационарных одномерных сигналов, распределенных во времени. Предложен комплекс показателей, характеризующих свойства сигналов для автоматической классификации объектов, позволяющий существенно сократить описание классифицируемых объектов, уменьшить влияние помех и погрешностей измерений на результаты классификации, сохранить и повысить интерпретабельность синтезируемых диагностических моделей. Экспериментально подтверждена практическая полезность предложенных преобразований для стационарных сигналов в задаче диагностирования лопаток газотурбинных авиадвигателей.

Ключевые слова: стационарный сигнал, диагностирование, сокращение размерности данных, отбор признаков, извлечение признаков.

Введение

Для обеспечения надежности и долговечности эксплуатации авиационных двигателей необходимо своевременно осуществлять их диагностирование [1]. Широкое применение в задачах вычислительного диагностирования [2] получили методы распознавания образов [1] и вычислительного интеллекта [3–6], позволяющие синтезировать диагностические модели на основе набора наблюдений – прецедентов.

Однако время работы большинства известных методов построения диагностических моделей по прецедентам [1-6] сильно зависит от размерности данных, что существенно ограничивает их применение на практике.

Особым случаем данных большой размерности являются стационарные сигналы, распределенные во времени. Они характеризуются, как правило, чрезвычайно большой размерностью и малой индивидуальной иформативностью признаков, в частности, при решении задачи диагностирования лопаток газотурбинных авиадвигателей [5] необходимо обрабатывать прецеденты, характеризуемые 10⁴ признаков. Это существенно усложняет решение задачи построения диагностических моделей, а также снижает их интерпретабельность.

Наиболее простым решением задачи сокращения описания сигналов для классификации стационарных объектов является использование методов отбора информативных признаков [1, 5, 7]. Однако для индивидуально малоинформативных признаков методы отбора фильтрующего

знаков методы отоора фі

типа, не требующие построения моделей и оценивания их качества для определения информативности набора признаков, оказываются практически малопригодными из-за того, что информативности отдельных признаков исходных сигналов, как правило, мало отличаются. Использование оболочечных методов, предполагающих построение моделей и оценивание их качества для определения информативностей комбинаций признаков, оказывается сильно зависимым от способности выбранного метода построения моделей выделять информативные сочетания признаков и сопряжено с большими затратами времени и памяти ЭВМ, поскольку требуют построения и хранения в памяти ЭВМ моделей для каждого сочетания признаков, и поэтому также с практической точки зрения малопригодно.

Методы конструирования искусственных признаков [8, 9] предполагают формирование искусственных признаков, рассчитываемых на основе исходных сигналов, характеризующих экземпляры выборки. Главным недостатком подавляющего большинства этих методов является потеря интерпретабельности синтезируемых моделей, а также отсутствие гарантии улучшения разделимости классов в новом пространстве признаков. Кроме того, большинство методов формирования искусственных признаков характеризуются большими затратами вычислительных ресурсов, а синтезируемые с их помощью преобразования для искусственных признаков оказываются сильно зависимыми от экземпляров исходной выборки.

© С. А. Субботин, 2014

Целью данной работы являлось создание комплекса преобразований, позволяющих сокращать размерность стационарных сигналов, распределенных во времени, обеспечивающих улучшение разделимости классов, сохранение интерпретабельности конструируемых признаков относительно физического смысла исходных переменных и простоту интерпретации результатов проецирования данных.

Постановка задачи

Пусть задана исходная выборка $\langle x, y \rangle$, состоящая из *S* наблюдений-прецедентов $x = \{x^s\}$, $y = \{y^s\}$, s = 1, 2, ..., S, характеризуемых набором *N* входных описательных признаков $x^s = \{x_j^s\}$, j = 1, 2, ..., *N*, и выходным признаком y^s . Тогда в общем виде задача построения диагностической модели по набору прецедентов $\langle x, y \rangle$ состоит в определении структуры и параметров функционального преобразования y = f(w, x), где f — функция, задающая структуру модели, а w — набор настраиваемых параметров модели.

Задача преобразования выборки $\langle x, y \rangle$ для сокращения ее размерности заключается в замене исходного набора N признаков набором признаков меньшего размера N', $N' \langle N$, при котором выборка сохраняет топологию разделения классов. Это требует задания соответствующих преобразований $\{I(x^s)\}$ и определения тех из них, которые соответствуют заданному критерию отбора Q.

Разложение сигнала на составляющие и формирование его интегральных характеристик

Представим исходный сигнал x^s как совокупность участков, в каждом из которых значения сигнала находятся в окрестности соответствующего локального максимума. Тогда, определив для каждого участка сигнала значения его локальных характеристик, можно задать способ их объединения в интегральные характеристики сигнала:

$$I_{k,p,q}^{s} = \sum_{z=1}^{Z} w_{z,k,p}(x^{s}) \upsilon_{q}(\{x_{i}^{s} \mid \upsilon_{z}(x_{i}^{s}) = 1, i = 1, 2, ..., N\}),$$

$$\mathbf{v}_{z}(x_{i}^{s}) = \begin{cases} 0, x_{i}^{s} > \tau_{z}(x^{s}); \\ 1, x_{i}^{s} \leq \tau_{z}(x^{s}), \forall x_{j}^{s}, i < j < \tau_{z}^{\mathrm{arg}}(x^{s}) : x_{i}^{s} \leq x_{j}^{s} \leq \tau_{z}(x^{s}); \\ 0, x_{i}^{s} \leq \tau_{z}(x^{s}), \exists x_{j}^{s}, i < j < \tau_{z}^{\mathrm{arg}}(x^{s}) : x_{i}^{s} > x_{j}^{s}; \\ 1, x_{i}^{s} \leq \tau_{z}(x^{s}), \forall x_{j}^{s}, \tau_{z}^{\mathrm{arg}}(x^{s}) > j > i : x_{i}^{s} \leq x_{j}^{s} \leq \tau_{z}(x^{s}); \\ 0, x_{i}^{s} \leq \tau_{z}(x^{s}), \exists x_{j}^{s}, \tau_{z}^{\mathrm{arg}}(x^{s}) > j > i : x_{i}^{s} > x_{j}^{s}; \end{cases}$$

$$w_{z,k,p}(x^{s}) = \begin{cases} k^{z-1}, p = 1; \\ k^{N-z}, p = 2; \\ k^{\left| \arg \max_{i=1,2,\dots,N} \{x_{i}^{s}\} - z \right|}, p = 3; \\ k^{N-\left| \arg \max_{i=1,2,\dots,N} \{x_{i}^{s}\} - z \right|}, p = 4; \\ k(z-1), p = 5; \\ k(N-z), p = 6; \\ k \left| \arg \max_{i=1,2,\dots,N} \{x_{i}^{s}\} - z \right|, p = 7; \\ k \left(N - \left| \arg \max_{i=1,2,\dots,N} \{x_{i}^{s}\} - z \right| \right), p = 8, \end{cases}$$

где Z – число локальных максимумов (и их окрестностей) сигнала, p – номер способа формирования весов, q – номер локальной характеристики z-го фрагмента сигнала x^s , k – основание для формирования весов, k > 0 (при $p \le 4$ рекомендуется принять: k = 2, при p > 4 – принять: k = 1), $\tau_z(x^s)$, $\tau_z^{\text{arg}}(x^s)$ – соответственно, значение и номер признака – z-го максимума среди { x^s_i }, $w_{z,k,p}$ – вес локальной характеристики окрестности z-го максимума при p-м способе формирования весов по основанию k.

Достоинством данного подхода к разбиению сигнала на составляющие, в отличие от вейвлетразложения [10] и преобразования Фурье [11], является то, что характеристики сигнала анализируются в исходной форме без навязывания ему искусственного базиса.

Локальные характеристики фрагмента сигнала в окрестности локального максимума

Фрагмент сигнала $\{x_i^s\}_z$ в окрестности *z*-го максимума (далее используется локальная нумерация отчетов сигнала внутри соответствующего фрагмента, а N' — число отсчетов соответствующего фрагмента сигнала) предлагается характеризовать на основе следующих показателей:

— значение *z*-го максимума: $\upsilon_1(\{x_i^s\}_z) = \max\{x_i^s\}_z;$

— левое граничное значение *z*-го фрагмента сигнала: $\upsilon_2(\{x_i^s\}_z) = x_1^s$;

— правое граничное значение *z*-го фрагмента сигнала: $\upsilon_3(\{x_i^s\}_z) = x_{N'}^s$;

— длина *z*-го фрагмента сигнала:
$$\upsilon_4(\{x_i^s\}_z) = N';$$

— разность границ *z*-го фрагмента сигнала: $\upsilon_5(\{x_i^s\}_z) = |x_{N'}^s - x_1^s|;$

— площадь огибающей *z*-го фрагмента сигна-

ла:
$$\upsilon_6(\{x_i^s\}_z) = \sum_{i=1}^{N-1} \left(\min\{x_{i+1}^s, x_i^s\} + 0, 5 |x_{i+1}^s - x_i^s| \right);$$

- периметр огибающей *z*-го фрагмента сиг-

нала:
$$\upsilon_7(\{x_i^s\}_z) = \sum_{i=1}^{N-1} \sqrt{(x_{i+1}^s - x_i^s)^2 + 1}$$
.

Обобщенные характеристики формы одномерного стационарного сигнала

Данные показатели на основе значений единичных отсчетов сигнала x^s описывают общие свойства сигнала. Форму одномерного стационарного сигнала будем характеризовать с помощью следующих показателей:

совокупная длина участков возрастания сиг-

нала:
$$I^s_{\wedge} = \sum_{i=1}^{N-1} \{1 \mid x^s_{i+1} > x^s_i\};$$

- совокупная длина участков убывания сиг-

нала:
$$I_{\vee}^{s} = \sum_{i=1}^{N-1} \{1 \mid x_{i+1}^{s} < x_{i}^{s}\}$$
.

Данная группа показателей позволяет в целом описать соотношения между длинами участков возрастания и убывания сигнала.

По аналогии с методом потенциалов [1] определим показатели, учитывающие совместное влияние отсчетов сигнала друг на друга:

$$I_{1}^{s} = \sum_{i=1}^{N} x_{i}^{s} \left(\sum_{j=1}^{N} e^{-|i-j| |x_{i}^{s} - x_{j}^{s}|} \right),$$
$$I_{2}^{s} = \sum_{i=1}^{N} x_{i}^{s} \left(\sum_{j=1}^{N} |x_{i}^{s} - x_{j}^{s}| e^{-|i-j|} \right).$$

Учет совместного влияния отсчетов сигнала позволяет понизить влияние помех, а также усилить влияние совместно расположенных отсчетов на интегральную характеристику формы сигнала.

Форму одномерного стационарного сигнала возможно характеризовать периметром его огибающей (характеризует скорость изменения сиг-

нала):
$$I_{\Pi}^{s} = \sum_{i=1}^{N-1} \sqrt{(x_{i+1}^{s} - x_{i}^{s})^{2} + 1}$$
 и ее площадью (ха-

рактеризует энергию сигнала):

$$I_{j}^{s} = \sum_{i=1}^{N-1} \left(\min\{x_{i+1}^{s}, x_{i}^{s}\} + 0.5 \left| x_{i+1}^{s} - x_{i}^{s} \right| \right).$$

Также сигнал x^s возможно охарактеризовать с помощью взвешенной суммы его отсчетов:

$$I_{k,p}^{s} = \sum_{i=1}^{N} w_{i,k,p}(x^{s}) x_{i}^{s},$$
 полагая при расчете $w_{i,k,p}$:
 $z = \arg \max_{i=1,2,\dots,N} \{x_{j}^{s}\}.$

Отбор искусственных признаков

Для выбора наиболее информативной комбинации из предложенного набора искусственных признаков целесообразно использовать критерий компактности-отделимости классов:

$$SC^{1} = \frac{2\min_{\substack{s \neq p, \\ s=1,2,...,S;\\ p=s+1,...,S}} \left\{ \sum_{i=1}^{N} \left\{ \left(x_{i}^{s} - x_{i}^{p} \right)^{2} \middle| y^{s} \neq y^{p} \right\} \right\}}{\max_{\substack{s \neq p, \\ p=s+1,...,S}} \left\{ \sum_{i=1}^{N} \left\{ x_{i}^{s} - x_{i}^{p} \right)^{2} \right\} + \max_{\substack{s \neq p, \\ s=1,2,...,S;\\ p=s+1,...,S}} \left\{ \sum_{i=1}^{N} \left\{ \left(x_{i}^{s} - x_{i}^{p} \right)^{2} \middle| y^{s} \neq y^{p} \right\} \right\}}.$$

Из набора сочетаний признаков наиболее предпочтительным будет то сочетание, которое при минимуме используемых признаков максимизирует значение критерия компактности-отделимости классов.

Экспериментальное исследование конструктивных признаков

Предложенный комплекс преобразований стационарных сигналов был программно реализован и использовался при решении задачи неразрушающего диагностирования рабочих лопаток первой ступени турбины высокого давления газотурбинных авиадвигателей на основе сигналов, полученных с помощью аппаратно-измерительного комплекса «ПОС Вояж» НПП «Мера» после ударного возбуждения лопаток путем простукивания.

Для полученных сигналов определялись разности полупериодов свободных затухающих колебаний лопаток. Каждый прецедент характеризовался значениями 513 отсчетов мощности амплитуд виброускорения. Также на основе полученных сигналов определялись усредненные спектры мощности свободных затухающих колебаний лопаток. Каждый прецедент характеризовался отсчетами для 10240 спектральных линий в частотном диапазоне до 25000 Гц, с разрешением по частоте 2,44 Гц, значения которых характеризуют усредненный частотный состав свободных затухающих колебаний в виде спектральной плотности мощности амплитуд виброускорения. Также для каждого прецедента задавался номер класса лопатки, определенный человеком-экспертом: 0 – кондиционная, 1 – дефектная.

На рис. 1, *а* и рис. 1, *г* изображены экземпляры выборок исходных в исходных координатах. Экземпляры разных классов показаны черным и серым цветами, соответственно. Из рис. 1, *а* и 1, *г* легко видеть, что сигналы в каждом исходном наборе признаков сложно разделимы, а сами наборы исходных признаков характеризуются существенной многомерностью.

Поэтому для решения соответствующих задач необходимо преобразование исходного набора признаков в искусственный набор, меньшего размера, сохраняющий основные свойства исходных сигналов.

На рис. 1, б и рис. 1, д представлены соответствующие выборки в пространствах лучших двупризнаковых сочетаний предложенных показателей по критерию *SC*, а на рис. 1, *в* и рис. 1, *е* – в пространстве лучших трехпризнаковых сочетаний. Экземпляры разных классов показаны маркерами «.» и «х», соответственно.

Из рисунков 1, *б*, 1, *в*, 1, *д* и 1, *е* можно видеть, что предложенные показатели позволяют существенно снизить размерность решаемых задач, обеспечивая при этом также улучшение разделимости классов. Предложенные показатели также могут быть рекомендованы для использования с целью картографирования и визуализации больших массивов сигналов.



Рис. 1. Выборка для задачи диагностирования лопаток газотурбинных авиадвигателей по разностям полупериодов свободных затухающих колебаний после ударного возбуждения (*a*-*b*) и спектрам свободных затухающих колебаний после ударного возбуждения (*a*-*b*) и спектрам свободных затухающих колебаний после ударного возбуждения (*a*-*b*) в нормализованном исходном пространстве признаков (*a*, *c*), в конструктивном двумерном пространстве признаков (*b*, *c*) и в конструктивном трехмерном пространстве признаков (*b*, *c*)

Список литературы

- 1. Биргер И. А. Техническая диагностика / И. А. Биргер. – М. : Машиностроение, 1978. – 240 с.
- Гуляев В. А. Вычислительная диагностика / В. А. Гуляев. – К. : Наукова думка, 1992. – 232 с.
- Computational intelligence in fault diagnosis / eds.: V. Palade, C.D. Bocaniala, L. Jain. – London: Springer, 2006. – 362 p.
- Wu S.X. The use of computational intelligence in intrusion detection systems: A review / S.X. Wu, W. Banzhaf // Applied soft computing. - 2010. -№ 10. - P. 1-35.
- Интеллектуальные средства диагностики и прогнозирования надежности авиадвигателей : монография / [В. И. Дубровин, С. А. Субботин, А. В. Богуслаев, В. К. Яценко]. – Запорожье : АО «Мотор Сич», 2003. – 279 с.
- Прогрессивные технологии моделирования, оптимизации и интеллектуальной автоматизации этапов жизненного цикла авиацион-

ных двигателей : монография / [А. В. Богуслаев, Ал. А. Олейник, Ан. А. Олейник и др.]; под ред. Д. В. Павленко, С. А. Субботина. – Запорожье : АО «Мотор Сич», 2009. – 468 с.

- Dash M. Feature selection for classification / M. Dash, H. Liu // Intelligent data analysis. – 1997. – № 1. – P. 131–156.
- Hyvarinen A. Independent component analysis / A. Hyvarinen, J. Karhunen, E. Oja. – New York : John Wiley & Sons, 2001. – 481 p.
- Lee J.A. Nonlinear dimensionality reduction / J. A. Lee, M. Verleysen. – New York : Springer, 2007. – 308 p.
- Малла С. Вэйвлеты в обработке сигналов / С. Малла. – М.: Мир, 2005. – 672 с.
- Гетманов В. Г. Цифровая обработка сигналов / В. Г. Гетманов. – М. : НИЯУ МИФИ, 2010. – 232 с.

Поступила в редакцию 18.02.2014

Субботін С.О. Обробка стаціонарних сигналів у задачі діагностування лопаток газотурбінних авіадвигунів

Вирішено задачу автоматизації скорочення розмірності даних для побудови діагностичних моделей на основі стаціонарних одновимірних сигналів, розподілених у часі. Запропоновано комплекс показників, що характеризують властивості сигналів для автоматичної класифікації об'єктів, що дозволяє істотно скоротити опис класифікованих об'єктів, зменшити вплив перешкод і погрішностей вимірів на результати класифікації, зберегти і підвищити інтерпретовність синтезованих діагностичних моделей. Експериментально підтверджена практична корисність запропонованих перетворень для стаціонарних сигналів у задачі діагностування лопаток газотурбінних авіадвигунів.

Ключові слова: стаціонарний сигнал, діагностування, скорочення розмірності даних, добір ознак, витяг ознак.

Subbotin S.A. Stationary signal processing in the problem of gas turbine engine blade diagnosis

The problem of automation of data dimensionality reduction for diagnostic model synthesis based on the stationary one-dimensional temporal signals is solved. A set of parameters characterizing the signal properties for automatic object classification is proposed. It allows to significantly reduce the description of the classified objects, to reduce the effect of noise and measurement errors on the classification results, to maintain and enhance the interpretability of synthesized diagnostic models. The practical utility of the proposed transformations for stationary signals in the problem of gas turbine engine blade diagnosis is experimentally confirmed.

Key words: stationary signal, diagnosis, data dimensionality reduction, feature selection, feature extraction.

УДК 006.91-389.14

Д-р техн. наук В. У. Ігнаткін

Дніпродзержинський державний технічний університет, м. Дніпродзержинськ

МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСІВ МЕТРОЛОГІЧНОГО ОБСЛУГОВУВАННЯ ЗАСОБІВ ВИМІРЮВАННЯ

Отримано аналітичні вирази для коефіцієнта готовності, технічного використання, достовірності засобів вимірювальної техніки (3BT), часу міжремонтного інтервалу, номера останньої повірки, що потрапляє в міжремонтний інтервал, - як функцій параметрів системи метрологічного обслуговування (СМО) 3BT та характеристик 3BT для довільного закону розподілу відмов 3BT.

Ключові слова: моделювання, метрологічне обслуговування, модель масового обслуговування, модель станів засобів вимірювань.

Постановка задачі

Серед множини методів моделювання, моделі мереж масового обслуговуванні займають проміжне положення між розрахунковими моделями об'ємного балансу й імітаційних моделей. При грамотному їх використанні можна досягнути добрих результатів при незначних трудовитратах. Тому розглянемо модель метрологічного обслуговування засобів вимірювань (MMO 3B) з використанням методу мереж масового обслуговування.

Тут варто зробити ряд зауважень щодо цілей моделювання СМО ЗВ. Цих цілей може бути, принаймні, дві: а) моделювання СМО ЗВ для визначення її характеристик або у рамках того підприємства, на якому вона організована (замкнута СМО ЗВ), або як самостійної одиниці (розімкнута СМО ЗВ); б) моделювання СМО ЗВ для підприємства, яке використовує ЗВ, щоб виявити надійнісні характеристики ЗВ та їхній вплив на кінцевий результат підприємства й ефективність його функціонування. З погляду споживача ЗВ доцільною постановкою завдання моделювання є другий підхід.

Оскільки основним об'єктом СМО ЗВ є саме ЗВ, покажемо основні стани, в яких воно може перебувати. Зупинимося на моделі, що має п'ять станів ЗВ:

1 — ЗВ працездатний і застосовується за призначенням;

2 — 3В непрацездатний, але застосовується за призначенням (схована відмова);

3 – ЗВ працездатний і перевіряється;

4 – ЗВ непрацездатний і перевіряється;

5 – 3В в ремонті.

Для конкретного ЗВ ці події утворять повну групу: вони є взаємовиключними, і ймовірність знайти ЗВ, хоча б в одному з них, дорівнює 1 (інших станів для ЗВ не існує).

Перехід із стану 1 у стан 2 характеризується виникненням у ЗВ схованої відмови.

Переходи 1-3 і 2-4 здійснюються планово, за графіком проведення періодичних перевірок з періодом $T_n = T_{Mnn} + \tau_n$, де T_{Mnn} — проміжний інтервал; т, – тривалість перевірки. На рис. 1: *T*_{мр} – математичне очікування міжремонтного інтервалу; Т_и – математичне очікування циклу ЗВ між двома послідовними ремонтами; т_{ачік} – математичне очікування часу відновлення ЗВ в черзі на ремонт; т_n – математичне очікування часу відновлення ЗВ в черзі на ремонт; $\tau_e = \tau_{ouik} + \tau_p$ — математичне очікування часу відновлення ЗВ в ремонті; N_n – математичне очікування номера останньої перевірки, що починається до закінчення інтервалу $T_{\rm MR}$; t' – математичне очікування інтервалу часу від моменту завершення останньої перевірки до закінчення інтервалу ; K – номер перевірки від початку циклу ЗВ.

Перехід 3–4 аналогічний переходу 1–2. Перехід 3–4 здійснюється наприкінці перевірки за умови, що не було прийнято помилкове рішення про наявність у 3В схованої відмови. У противному випадку спостерігається перехід 3–5. Аналогічно перехід 4–2 здійснюється, якщо через помилку (пропуску відмови) користувачеві повертається 3В зі схованою відмовою, у противному випадку – перехід 4–5 – прийнято вірне рішення.

Крім цього, можуть відбуватися переходи 1– 5, 2–5, 3–5, 4–5, якщо в ЗВ виникає явна відмова. Явна відмова – це, як правило, раптова відмова, появу якої може встановити сам користувач ЗВ.

Перехід 5–3 – ідеальне відновлення, перехід 5–4 відновлення зі схованою відмовою, не усу-

© В. У. Ігнаткін, 2014

неною через помилки, допущені під час виконання ремонту,

Як параметри СМО ЗВ використовуються: T_n – період повторення перевірочних робіт; τ_n – час виконання перевірки; τ_s – час відновлення ЗВ в ремонті; α_n – імовірність помилкової діагностики схованої відмови при перевірці; β_n – імовірність пропуску (невиявлення) схованої відмови при перевірці; β_p – імовірність повернення ЗВ з ремонту зі схованою відмовою (передбачається, що явна відмова при ремонті усувається безумовно).

В якості характеристик відмов використовуються: T_{g} — середній наробіток (напрацювання) на явну відмову; T_{c} — середній наробіток на сховану відмову. Зазначені величини використовуються як параметри розподілів імовірностей виникнення відмов.

Оскільки з наукового погляду замкнута СМО ЗВ — найцікавіша, яка є найбільш загальним випадком в наших умовах, розглянемо її докладніше.





Моделювання процесів метрологічного обслуговування

Зауважимо, що в дійсності потрібно розглянути дві моделі: а) модель масового обслуговування з ремонту ЗВ; б) модель станів окремого ЗВ. Перша модель дозволяє визначити величину, що не задається (у цьому випадку) τ_a , тоді як

 τ_n задають параметрами ММО ЗВ. Друга модель дозволяє визначити інтенсивність вхідного потоку в систему масового обслуговування з ремонту ЗВ, щоб потім знайти τ_n .

При аналізі експлуатації ЗВ за допомогою моделі станів дуже часто для зведення рішення до аналітичного прибігають до марковської моделі, яка описується марковським випадковим процесом з безперервним часом. При цьому вважають, що всі потоки подій, які переводять процес із стану в стан, є пуасоновськими. Це означає, що імовірність часу перебування ЗВ в кожному з його станів підкоряється експоненціальному розподілу ймовірностей.

Нехай інтенсивність потоку ймовірності покинути стан $i \in \lambda_{ii}$. Вона має в замкнутій системі, якою є марковська модель експлуатації ЗВ, дорівнювати сумарній інтенсивності потоків в інші стани:

$$-\lambda_{ii} = \sum_{\substack{k=i\\k\neq i}} \lambda_{ki} , \qquad (1)$$

де λ_{ki} — інтенсивність потоку ймовірності переходу ЗВ з *i*-го стану в *k* -й. Величина λ_{ii} — це не що інше, як інтенсивність вхідного потоку переходів ЗВ в *i*-й стан. Інтенсивності всіх потоків зручно представити у вигляді Λ -матриці інтенсивностей (2). Тут по діагоналі стоять елементи λ_{ii} , які визначають інтенсивність вхідних потоків в *i*-й стан. Недіагональні елементи λ_{ki} вказують

інтенсивність потоку з λ_{ki} - го стану в k -й.

Їхня сума по стовпцям зі зворотним знаком дорівнює діагональному елементу в цьому ж стовпці, що відповідає рівнянню (1).

$$\Lambda = \begin{vmatrix} -(1/T_c + 1/T_s + 1/T_s & 0 & \frac{1-\alpha_s}{\tau_s} & 0 & 0 \\ 1/T_c & -(1/T_s + 1/T_s) & 0 & \beta_s / \tau_s & 0 \\ 1/T_s & 0 & -(1/T_s + 1/\tau_s) & 0 & \frac{1-\beta_p}{\tau_s} \\ 0 & 1/T_s & 0 & -(1/T_s + 1/\tau_s) & \beta_p / \tau_s \\ 1/T_s & 1/T_s & 1/T_s + \frac{\alpha_s}{\tau_s} & (\frac{1}{T_s} + \frac{1-\beta_s}{\tau_s}) & 1/\tau_s \end{vmatrix}$$

Щоб визначити значення ймовірностей перебування ЗВ в кожному зі станів марківської моделі експлуатації ЗВ, тобто щоб знайти вектор

 $P(t) = (P_1(t), ..., P_s(t))^T$, досить розв'язати рівняння:

$$\frac{dP(t)}{dt} = \Lambda \vec{P}(t) , \qquad (3)$$

яке в сталому режимі ($t \to \infty$, $P_i(t) = const$, i = 1,...,5) зводиться до однорідної системи лінійних рівнянь:

$$\Lambda \vec{P} = 0. \tag{4}$$

Тривіальним рішенням такої системи є нульовий вектор $\vec{P}(t) = 0$, усі компоненти якого дорівнюють нулю. Однак таке рішення не є задовільним, оскільки стани ЗВ утворюють повну групу, отже:

$$\sum_{i=1}^{5} P = 1 \ P_i \ge 0, \ i = 1, \dots, 5$$

Це означає, що det Λ має дорівнювати нулю, або рядки Λ -матриці мають бути лінійно залежні. Дійсно, в силу утворення Λ - матриці будьякий її рядок є алгебраїчна сума інших зі зворотним знаком. Отже, одне з рівнянь системи $\Lambda \vec{P} = 0$ зайве. Але тоді ця система має не єдине рішення. Одиничність рішення досягається за рахунок нормуючого обмеження:

$$\sum_{i=1}^{5} P = 1$$
.

Щоб отримати такий розв'язок, відкинемо, наприклад, останній рядок Λ -матриці й припустимо, що значення P_5 відоме. Тоді маємо систему:

$$\begin{cases} -\left(\frac{1}{T_{c}} + \frac{1}{T_{n}} + \frac{1}{T_{n}}\right)P_{1} + 1 - \frac{\alpha_{n}}{\tau_{n}}P_{3} = 0; \\ \frac{1}{T_{c}}P_{1} - \left(\frac{1}{T_{n}} + \frac{1}{T_{n}}\right)P_{2} + \frac{\beta_{n}}{\tau_{n}}P_{4} = 0; \\ \frac{1}{T_{n}}P_{1} - \left(\frac{1}{T_{n}} + \frac{1}{\tau_{n}}\right)P_{3} = -\frac{1 - \beta_{P}}{\tau_{n}}P_{5}; \\ \frac{1}{T_{n}}P_{2} - \left(\frac{1}{T_{n}} + \frac{1}{\tau_{n}}\right)P_{4} = -\frac{\beta_{P}}{\tau_{n}}P_{5}. \end{cases}$$
(5)

Аналітичне розв'язання цієї системи виглядає досить громіздко, причому його вид залежить від вибору станів у моделі ЗВ. Тому, щоб зберегти спільність міркувань, вважатимемо, що завжди існує чисельний метод розв'язання системи виду (5), результатом якого є вектор:

$$\vec{P} = \begin{pmatrix} P_1(P_5) \\ P_2(P_5) \\ P_3(P_5) \\ P_4(P_5) \\ P_5 \end{pmatrix}$$
(6)

зі значеннями компонентів $P_i,...,P_4$, які залежать від значення компонента P_5 . Отже, вибравши відповідно значення, можна задовольнити умову нормування і отримати єдине розв'язання системи. Отримане розв'язання залежить від невизначеного заздалегідь параметра, який зв'язує марковську модель експлуатації ЗВ з моделлю масового обслуговування ММО ЗВ. Перш ніж розглядати модель ММО ЗВ, зупинимося трохи на отриманому розв'язанні. Він дозволяє відповісти на ряд питань. Можна визначити показники надійності ЗВ:

коефіцієнт готовності:

$$K_{\Gamma} = P_1 / (P_1 + P_2 + P_5); \tag{7}$$

- коефіцієнт вірогідності:

$$K_{B} = P_{1} / (P_{1} + P_{2});$$
(8)

- коефіцієнт технічного використання :

$$K_{TB} \approx P_1 + P_2. \tag{9}$$

Можна також визначити цикл ЗВ:

$$T_{u} = \tau_{e} / P_{5}; \qquad (10)$$

Міжремонтний інтервал:

$$T_{MP} = T_{\mu} - \tau_{e} = \tau_{e} \left(1 / P_{5} - 1 \right)$$
(11)

й інші величини, які дозволяють розрахувати техніко-економічні показники СМО ЗВ та її ефективність.

Однак, такий результат отримано у допущенні, що для 3В імовірність покинути поточний свій стан підкоряється експоненціальному розподілу при будь-якому стані. Тому застосування марковської моделі обмежено цими допущеннями.

Альтернативною моделлю марковській моделі експлуатації ЗВ є модель, описана в [2, 3]. Тут врахована істотна різниця між суто випадковими подіями виникнення відмов і суто детермінованими подіями вилучення ЗВ на періодичну перевірку.

Нехай початок відліку циклу ЗВ (див. часову діаграму на рис. 1) збігається з початком перевірки, що виникає безпосередньо за ремонтом. Номер цієї перевірки приймається рівним нулю. Номер останньої перевірки, що завершилася до моменту часу t, визначають за виразом:

$$K = \left[\left(t - \tau_n \right) / T_n \right], \tag{12}$$

де [.....] — означає округлення k до меншого цілого (ціла частина числа). Отже, k — дискретна функція від часуt.

Позначимо $P_{1,k}$ і $P_{2,k}$ – імовірності виявити

ЗВ відразу після k-ї перевірки відповідно в станах 1 або 2. Тоді можна виразити ймовірність $P_{ic,k}(t)$ того, що в інтервалі часу

 $\tau_n + \kappa T_n \le t < \tau_n + (k+1)T_n$ ЗВ буде працювати без відмов, і ймовірність $P_{c,k}(t)$ того, що в тому самому інтервалі часу в ЗВ виникає схована відмова:

$$P_{\neg c,k}(t) = P_{\neg,k}(t) \frac{1 - P_{c}(t)}{1 - P_{c}(\tau_{n} + kT_{n})} \times \frac{1 + P_{g}(t)}{1 - P_{g}(\tau_{n} + kT_{n})};$$

$$P_{c,k}(t) = \left\{ P_{2,k} + P_{1,k} \left(1 - \frac{1 - P_{c}(t)}{1 - P_{c}(\tau_{n} + kT_{n})} \right) \right\} \times \frac{1 - P_{g}(t)}{1 - P_{c}(\tau_{n} + kT_{n})}$$
(13)

$$\times \frac{1 - P_{\mathfrak{g}}(\tau)}{1 - P_{\mathfrak{g}}(\tau_n + kT_n)},\tag{13}$$

де $P_c(...)$ і $P_s(...)$ – імовірності виникнення в ЗВ схованих і явних відмов відповідно до моменту часу, наведеного в дужках. Функція $P_{1c,k}(t)$, є не що інше, як імовірність залишитися ЗВ в стані 1 до моменту часу t, а функція $P_{c,k}(t)$, – імовірність залишитися ЗВ в стані 2 до моменту часу t. Обидві ймовірності падають із часом через наростання ймовірності виникнення явної відмови – множник:

$$(1-P_{g}(t))/(1-P_{g}(\tau_{n}+KT_{n})).$$

Цей множник — імовірність того, що в інтервалі часу $\tau_n + kT_n \leq t < +T_n + kT_n$ у ЗВ не наступить явна відмова, якщо він не наступив до моменту часу $\tau_n + kT_n$. Функція $P_{ic,k}(t)$ спадає також ще й через виникнення прихованих відмов — множник $(1-P_c(t))/(1-P_c(\tau_n + kT_n))$, зумовлений аналогічно попередньому. У той самий час відзначається відповідне зростання функції $P_{c,k}(t)$ на величину:

$$P_{1,c}\left(1-\frac{1-P_c(t)}{1-P_c(\tau_n+kT_n)}\right)$$

3В з часом як би переходить із стану 1 у стан 2. Неважко помітити, що вирази (13) побудо-

вані так, що вони не залежать від вибору закону розподілу імовірностей виникнення відмов. Це так само є перевагою в порівнянні з марковською моделлю.

Використовуючи вираз (13), отримуємо рекурсивні визначення для величин $P_{1,k}$ і $P_{2,k}$:

$$P_{1,k+1} = P_{1,k} \frac{1 - P_c \lfloor \tau_n + (k+1)T_n \rfloor}{1 - P_c (\tau_n + kT_n)} \times \frac{1 - P_s \lfloor \tau_n + (k+1)T_n \rfloor}{1 - P_s (\tau_n + kT_n)} (1 - \alpha_n)$$

$$P_{2,k+1} = \left\{ P_{2,k} + P_{1,k} \left[1 - \frac{1 - P_c \lfloor \tau_n + (k+1)T_n \rfloor}{1 - P_c (\tau_n + kT_n)} \right] \right\} \times \frac{1 - P_s [\tau_n + (k+1)T_n]}{1 - P_s (\tau_n + kT_n)} \beta_n.$$
(14)

Розмикання рекурсії для k = 0 записується у вигляді:

$$\begin{cases} P_{1,0} = (1 - \beta_p) \frac{1 - P_c(\tau_n)}{1 - P_c(0)} \frac{1 - P_s(\tau_n)}{1 - P_s(0)} (1 - \alpha_n) \\ P_{2,0} = \left[\beta_p + (1 - \beta_p) \left(1 - \frac{1 - P_c(\tau_n)}{1 - P_c(0)} \right) \right] \times \quad (15) \\ \times \frac{1 - P_s(\tau_n)}{1 - P_s(0)} \beta_n. \end{cases}$$

Математичне очікування часу знаходження ЗВ t_i в деякому стані j запишемо у виді:

$$T_{j} = t_{j} = \int_{0}^{\infty} \xi \frac{dP_{j}(\xi)}{d\xi} d\xi = -\int_{0}^{\infty} \xi \frac{dP_{j}(\xi)}{d\xi} d(\xi), (16)$$

де $P_j(\xi)$ — ймовірність залишитися ЗВ в *j* — стані до моменту часу ξ .

Якщо ймовірність $P_j(\xi)$ належить до класу функцій, таких що

 $\lim_{\xi \to \infty} \left(\xi P_j(\xi) \right) = \lim_{\xi \to 0} \left(\xi P_j(\xi) \right) = 0$, то справедливим є наступне співвідношення:

$$\int_{0}^{\infty} \frac{d}{d\xi} (\xi P_{j}(\xi)) d\xi = \int_{0}^{\infty} P_{j}(\xi) d\xi + \int_{0}^{\infty} \frac{dP_{j}(\xi)}{d\xi} d\xi = 0.$$
(17)

Приналежність функцій $P_j(\xi)$ до зазначеного класу означає, що 3В не може нескінченно довго перебувати в тому самому стані. Але саме цей випадок ми й розглядаємо в моделі станів, маючи на увазі, що 3В постійно змінює свої стани. Але тоді вираз (16) можна замінити більш зручним:

$$t_j = \int_0^\infty P_j(\xi) d\xi.$$
(18)

Вираз (18) є зручним способом визначення величин t_1 , $t_1 + t_2$, $T_{_{MP}}$. Останні нам потрібні для визначення коефіцієнтів готовності, вірогідності й технічного використання:

$$K_r = \frac{t_1}{t_1 + t_2 + \tau_s};$$
 (19)

$$K_D = \frac{t_1}{t_1 + t_2};$$
 (20)

$$K_{ND} = \frac{t_1 + t_2}{T_u},$$
 (21)

де $T_{u} = T_{Mn} + \tau_{\theta}$.

Для знаходження величини t_1 уже існує готова функція розподілу ймовірностей — це $P_{1c,k}(t)$ з виразу (13). Відповідно до виразу (18), маємо:

$$t_1 = \int_0^\infty P_{\neg c,k}(\xi) d\xi, \qquad (22)$$

де k – функція часу. З огляду на це, отримуємо:

$$t_1 = \sum_{\kappa=0}^{\infty} \int_{\tau_n + \kappa T_n}^{T_n + \kappa T_n} P_{-c,k}(\xi) d\xi .$$
(23)

В інтервалах: $kT_n \le t \le \tau_n + kT_n$ імовірність $P_{1c,k}(t) = 0$, оскільки ЗВ у цей час перебуває на перевірці.

Підставлення з виразу (13) у вираз (23) дає:

$$t_{1} = \sum_{k=0}^{\infty} \frac{P_{1,\kappa}}{\left[1 - P_{c}\left(\tau_{n} + kT_{n}\right)\right] \left[1 - P_{s}\left(\tau_{n} + \kappa T_{n}\right)\right]} \times \int_{\tau_{n} + \kappa T_{n}}^{T_{n} + \kappa T_{n}} \left[1 - P_{c}(\xi)\right] \left[1 - P_{s}(\xi)\right] d\xi.$$
(24)

Розкривати до кінця цей вираз не має сенсу, якщо невизначені закони $P_c(\xi)$ і $P_s(\xi)$ розподілу ймовірностей виникнення схованих і явних відмов. Якщо ці закони експоненціальні:

$$P_{c}(\xi) = 1 - e^{-\frac{\xi}{T_{c}}} i P_{s}(\xi) = 1 - e^{-\frac{\xi}{T_{s}}}.$$

Тоді для t₁ отримаємо наступний вираз:

$$t_{1} = \frac{T_{c}T_{s}}{T_{c} + T_{s}} \left(1 - e^{-(T_{n} - \tau_{n})} \frac{T_{c}T_{s}}{T_{c} + T_{s}} \right) \sum_{k=0}^{\infty} P_{1,k} .$$
(25)

Аналогічно знаходимо вираз для $t_1 + t_2$:

$$t_{1}+t_{2} = \sum_{\kappa=0}^{\infty} \int_{\tau_{s}+\kappa T_{s}}^{T_{s}+\kappa T_{s}} (\mathbf{P}_{-c,k}(\xi) + P_{c,k}(\xi)) d\xi =$$
$$= \sum_{\kappa=0}^{\infty} \frac{P_{1,k} + P_{2,k}}{[1-P_{g}(\tau_{n}+\kappa T_{n})]} \int_{\tau_{s}+\kappa T_{s}}^{T_{s}+\kappa T_{s}} (1-P_{g}(\xi)) d\xi, \quad (26)$$

яке для експоненціальних законів розподілу ймовірностей виникнення відмов перетвориться до виду:

$$t_1 + t_2 = T_s \left(1 - e^{-(T_n - \tau_n)/T_s} \right) \sum_{\kappa=0}^{\infty} (P_{1,\kappa} + P_{2,\kappa}). \quad (27)$$

Нарешті, знайдемо вираз для $T_{_{MP}}$:

$$T_{MP} = \sum_{\kappa=0}^{\infty} \int_{\tau_{n}+\kappa T_{n}}^{\tau_{n}+(\kappa+1)Tn} (\mathbf{P}_{-c,k}(\xi) + P_{c,k}(\xi)) d\xi + \\ + \int_{0}^{\tau_{n}} (1 - \mathbf{P}_{g}(\xi)) d\xi = \sum_{\kappa=0}^{\infty} \frac{P_{1,k} + P_{2,k}}{(1 - P_{g}(\tau_{n} + \kappa T_{n}))} \times \\ \times \int_{\tau_{n}+\kappa T_{n}}^{\tau_{n}+(\kappa+1)T_{n}} (1 - \mathbf{P}_{g}(\xi)) d\xi + \int_{0}^{\tau_{n}} (1 - \mathbf{P}_{g}(\xi)) d\xi, \quad (28)$$

який для експоненціальних розподілів має вид:

$$T_{Mp} = T_{s} \left[\left(1 - e^{-\frac{T_{s}}{T_{s}}} \right) \sum_{k=0}^{\infty} \left(P_{1,k} + P_{2,k} \right) + \left(1 - e^{-\frac{T_{s}}{T_{s}}} \right) \right] (29)$$

Отже, розв'язання, отримане у вигляді виразів (24), (26), (28), не накладає обмежень на закони розподілу ймовірностей виникнення в ЗВ відмов, й у той же час розрізняє детерміновані та випадкові процеси переходу ЗВ зі стану в стан. Це є значною перевагою в порівнянні з марковською моделлю, Розв'язання, записане для експоненціальних розподілів імовірностей виникнення відмов — див. вираз (25), (27), (29), — цікаво тим, що його можна зрівняти з розв'язанням, отриманим з марковської моделі й оцінити погрішність марковської моделі, що думає переходи ЗВ зі стану в стан з пуасоновськими потоками.

Тепер варто розглянути другу частину моделювання МО 3В — подання СМО 3В у вигляді системи масового обслуговування з ремонту 3В.

Для кращого розуміння моделі наведемо спочатку спрощену ситуацію. Нехай на підприємстві

є $M_{_{36}}$ типів ЗВ по $n_{\rm i}$ одиниці ЗВ в кожному типі

 $j = 1, ..., M_{36}$. Припустимо, що всі ремонтні установки взаємозамінні й придатні для ремонту ЗВ

будь-якого типу, а кількість цих установок дорівнює ω . У цьому разі ремонтне обслуговування моделюється ω - канальною системою масового обслуговування. Інтенсивність потоку заявок на ремонт λ визначається виразом:

$$\lambda = \sum_{j=1}^{M_{cu}} \lambda_j , \qquad (30)$$

де $\lambda_{j} = n_{j} / T_{uj}$; $T_{uj} = T_{Mpj} + \tau_{oui\kappa} + \tau_{pj}$.

Середній час обслуговування заявки (ремонту) на одній ремонтній установці:

$$\tau_p = \frac{1}{\lambda} \sum_{j=1}^{M_{ss}} \lambda_j \tau_{pj} \,. \tag{31}$$

Тоді завантаження системи масового обслуговування виражається у вигляді:

$$\rho = \frac{\lambda \tau_p}{\omega} = \frac{1}{\omega} \sum_{j=1}^{M_{yy}} \lambda_j \tau_{pj} \,. \tag{32}$$

Оскільки серйозність ремонту заздалегідь не передбачувана, доцільніше усього допустити, що час обслуговування підкоряється експоненціальному закону розподілу. Припускаючи також пуасонівські потоки заявок, за формулою Поллачека-Хінчика отримуємо вираз для середньої довжини черги заявок:

$$l = \frac{\rho^2}{1 - \rho}.$$
 (33)

Знаючи довжину черги, отримуємо вираз для часу очікування:

$$\tau_{ovik.} = \frac{1}{\lambda} \,. \tag{34}$$

Вираз (30)...(34) у неявному виді задають рівняння для знаходження часу очікування τ_{ouik} . обслуговування заявки на ремонт у СМО 3В:

$$\tau_{oui\kappa} = f(\tau_{oui\kappa})$$

Розв'язання цього рівняння через особливості виразів, що в нього входять, можна отримати тільки чисельно методом послідовних наближень.

Наведемо тепер більш складний випадок. Вважатимемо, що підприємство має по n_j ЗВ кожного типу $j = 1,...,M_{36}$ й по ω_l ремонтних установок для спеціалізації $\zeta = 1,...,M_{36}$, де $N_{\rm pM}$ кількість таких спеціалізацій. Припустимо також, що ЗВ типу j не обов'язково ремонтується на ремонтній установці суворо певної спеціалізації. Вважатимемо, що якщо в ЗВ типу зареєстровано відмову, вона з імовірністю P_k попадає на ремонтну установку типу ζ . При цьому має виконуватися умова:

$$\sum_{\varsigma=1}^{N_{pm}} P_{j\varsigma} = 1,$$

яка означає, що всі можливі ремонтні установки враховані. Тоді для вираження потоку заявок на ремонт до установок спеціалізації ς від ЗВ типу

ј маємо:

$$\lambda_{j\varsigma} = \frac{n_j P_{j\varsigma}}{T_{uj}},\tag{35}$$

де $T_{uj} = T_{_{\mathcal{M}}pj} + \tau_{_{O^{uj\kappa,\varsigma}}} + \tau_{_{pj}}$.

Тут $\tau_{oui\kappa,\varsigma}$ час очікування заявки в черзі на ремонт до установки ς - ї спеціалізації.

Вираз для інтенсивності потоку заявок на ремонтну установку *ς* -ї спеціалізації набуває виду:

$$\lambda_{\xi} = \sum_{j=1}^{M_{cu}} \lambda_{j\xi} . \tag{36}$$

Середній час обслуговування заявки (ремонт 3В) на установці *S*-ї спеціалізації:

$$\tau_{p\varsigma} = \frac{1}{\lambda_{\varsigma}} \sum_{j=1}^{M_{eu}} \lambda_{j\varsigma} \tau_{pj\varsigma} \,. \tag{37}$$

Коефіцієнт завантаження установки цієї спеціалізації:

$$P_{\varsigma} = \frac{\lambda_{\varsigma} \tau_{p\varsigma}}{\omega_{\varsigma}} = \frac{1}{\omega_{\varsigma}} \sum_{j=1}^{M_{cu}} \lambda_{j\varsigma} \tau_{pj\varsigma} .$$
(38)

Довжина черги заявок до неї :

$$I_{\varsigma} = \frac{\rho_{\varsigma}}{1 - \rho_{\varsigma}},\tag{39}$$

а час очікування обслуговування в черзі

$$\tau_{ouik.\varsigma} = \frac{l_{\varsigma}}{\lambda_{\varsigma}} \,. \tag{40}$$

Висновки

Отримане рівняння (40) для знаходження

 $\tau_{ovik,\varsigma}$ по виду зовні мало чим відрізняється від виразу (34), але має вирішуватись спільно в сис-

темі для $\zeta = 1, ... M_{36}$ рівнянь. За винятком технічних труднощів чисельного розв'язання цієї системи, принципово підхід не відрізняється від простішого випадку, наведеного вище.

З погляду аналізу забезпечення надійності ЗВ засобами МО ЗВ, детальний розбір обчислювальних особливостей отримання рішення не представляє наукової цінності й тому не розглядається. Тут же на розглянутих прикладах важливо було помітити те, що при моделюванні МО ЗВ виникає ряд проблем:

 а) моделювання експлуатації конкретного екземпляра ЗВ для визначення показників його надійності;

б) моделювання СМО ЗВ для визначення її завантаженості й часу відновлення ЗВ в ремонті;

в) вибір методів моделювання в обох випадках.

Можливі шляхи розв'язання цих проблем було продемонстровано. Варто додати, що більш адекватно передбачити поведінку СМО ЗВ в динаміці можна лише за допомогою методів імітаційного моделювання. Але ці методи трудомісткі й вимагають розробки відповідних програмних засобів. Використання ж проілюстрованих підходів із застосуванням адаптаційних алгоритмів коригування параметрів МО ЗВ дозволяє вирішувати багато завдань планування МО ЗВ й управління ними.

Список літератури

- Автоматизація метрологічного обслуговування засобів вимірів промислового підприємства / [І́гнаткін В. У. та ін.]; під ред. В. У. І́гнаткіна. – М.: Зі стандартів, 1988. – 208 с.
- Визначення та аналіз залежності показників надійності засобів вимірювань / [І́гнаткін В.У. та ін.] // Вимір. техніка. — 1989. — № 7. — С. 11—13.
- Оцінка, контроль і прогнозування метрологічної надійності засобів вимірювань / [І́гнаткін В. У. та ін.]; під ред. В. У. І́гнаткіна. – М.: Зі стандартів, 1991. – 190 с.
- Методичні вказівки до обчислення та прогнозування показників метрологічної надійності засобів вимірювання при виконанні курсової роботи з дисципліни «Метрологія й технологічні вимірювання» для студентів III-IV курсів спеціальності 21.03. Частина 1 ; упоряд. В. У. Ігнаткін та ін. ; під ред. В. У. Ігнаткіна. – Дніропетровськ : УДХТУ, 1994. – 40 с.
- Обґрунтування концепції оптимізації метрологічного обслуговування засобів вимірювальної техніки, оцінки його параметрів і показників функціонування / [І́гнаткін В.У. та ін.] // Системи озброєння й військова техніка. – Харків : ХУПС. – 2008. – Вид. 3 (15). – С. 94–103.

Поступила в редакцію 13.05.2014

Игнаткин В.У. Моделирование процессов метрологического обслуживания способов измерения

Получены аналитические выражения для коэффициента готовности, технического использования, достоверности средств измерительной техники (СИТ), времени межремонтного интервала, номера последней поверки, что попадает в межремонтный интервал, — как функций параметров системы метрологического обслуживания СИТ и характеристик СИТ для произвольного закона распределения отказов СИТ.

Ключевые слова: моделирование, метрологическое обслуживание, модель массового обслуживания, модель состояний способов измерений.

Yhnatkyn V. Modeling of service metrological a means of measurements

The analytical expression for the coefficient of readiness, technical use, accuracy of the measuring device (MD), overhaul interval of time, the number of the last calibration that gets in between-repair interval - as a function of system parameters against metrological servicing MD and MD specifications for arbitrary law distribution of failures MD.

Key words: modeling, of metrological service, the model of mass of service.

Наукове видання

Вісник двигунобудування № 1/2014

науково-технічний журнал

Головний редактор Заст. гол. редактора

д-р техн. наук О. Я. Качан д-р техн. наук А. І. Долматов

> Я.В. Обухович, О.І. Пільгуєва

В.Й. Гембель

Реєстрація рукописів

Свідоцтво про державну реєстрацію КВ № 6157 від 20.05.2002

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 24.07.2014 р., зам. 3518, накл. 300. Надруковано видавничим комплексом АТ «Мотор Січ» Україна, 69068, Запоріжжя, просп. Моторобудівників, 15, тел. (0612) 720-42-49, 720-41-11

> > Свідоцтво суб'єкта видавничої справи ДК №4213 від 22.11.2011.