

Журнал основан в 1932 году • Москва

Ежеквартальный научно-технический журнал

Орган Департамента авиационной промышленности
Министерства промышленности и торговли РФ
и
Национального института авиационных технологий

СОДЕРЖАНИЕ

САМОЛЕТО- И ДВИГАТЕЛЕСТРОЕНИЕ

- Кошачева Е.И.** Исследование влияния геометрических параметров экраноплана на его аэродинамические и весовые характеристики 3
- Васильев И.П., Костенко А.О., Шепель В.Т.** Огневые испытания сигнализатора засорения масляного фильтра 5

ВОПРОСЫ ТЕХНОЛОГИИ

- Плихунов В.В., Петров Л.М., Иванчук С.Б., Смирнова А.Н., Смирнов М.Б.** Защитная способность вакуумных ионно-плазменных покрытий и технологические особенности ее формирования 9
- Дунаев В.В., Громов В.Ф., Макаров А.Ф., Еремин М.В.** Экспериментальное исследование стяжки пакета в болтовом соединении с радиальным натягом при внешнем нагружении 13
- Плихунов В.В.** Экспериментальный метод исследования плазменных потоков при вакуумной ионно-плазменной обработке 18
- Бреннер Б., Дитрих Д., Штандфус Е., Виндерлих Б., Либшер Е., Хакиус Е.** Применение технологий лазерной сварки при изготовлении интегральных конструкций обшивки фюзеляжа гражданских крупногабаритных самолетов 22

МАТЕРИАЛЫ И МЕТАЛЛУРГИЯ

- Ильин А.А., Плихунов В.В., Петров Л.М.** Формирование энергетического состояния поверхности конструкционных материалов при вакуумной ионно-плазменной обработке 28

- Фурашов А.С., Фаткуллин О.Х., Казёнов В.К., Щукарев А.К.** Влияние технологии выплавки и распыления на структуру изделия из гранулируемого жаропрочного никелевого сплава 33
- Семенов М.Ю., Фомина Л.П.** Математическое моделирование процесса вакуумной цементации комплексно-легированных теплостойких сталей . . 37

КАЧЕСТВО, НАДЕЖНОСТЬ, РЕСУРС

- Мельникова Н.С., Добрянский Г.В.** Применение регрессионных моделей при параметрической диагностике и контроле технического состояния авиационных двигателей 42
- Рудзей Г.Ф.** Ускоренные усталостные испытания материалов и элементов конструкций ЛА 47
- Киселев Д.Ю., Коптев А.Н.** Совершенствование системы технического обслуживания и ремонта воздушных судов с использованием CALS-технологий 50
- Мусатов В.А.** Напряженное состояние сварной ферменной конструкции динамического стенда 55

ЭКОНОМИКА И ОРГАНИЗАЦИЯ ПРОИЗВОДСТВА

- Со Мин У, Торпачев А.В.** Компьютерная программа для поиска рациональных решений при проектировании грузоподъемных машин наземных комплексов аэрокосмического назначения 58
- Волчкевич И.Л.** Расчет необходимого количества оборудования при проектировании технологических комплексов авиационной промышленности в условиях переналаживаемого производства 61

Вниманию читателей!

Журнал "Авиационная промышленность" включен в официальный список ВАК для изданий, публикация в которых учитывается при защите докторских и кандидатских диссертаций.

Magazine was founded in the year 1932 • Moscow

Quarterly scientific and technical magazine

Publication of Department of the Aviation Industry,
the RF Ministry for Industry and Trade,
and
National Institute of Aviation Technologies

CONTENT

AIRCRAFT AND ENGINE BUILDING

- Koschaeva E.I.** Research of influence of geometrical parameters wig aircraft on its aerodynamic and weight characteristics 3
- Vasiliev I.P., Kostenko A.O., Shepel' V.T.** Oil clogging sensor fire tests 5

TECHNOLOGY PROBLEMS

- Plikhunov V.V., Petrov L.M., Ivanchuk S.B., Smirnova A.N., Smirnov M.B.** Protective ability of vacuum ion-plasma coatings and technological characteristics of its formation 9
- Dunaev V.V., Gromov V.F., Makarov A.F., Eryomin M.V.** Experimental investigation of stack compression in a bolted radial interference joint under external loading 13
- Plikhunov V.V.** Experimental analysis of plasma streams under vacuum ion-plasma processing 18
- Brenner B., Dittrich D., Standfuß J., Winderlich B., Liebscher J., Hackius J.** Application of laser welding technologies in manufacturing integral structures for fuselage skins of large-size civil aircrafts 22

MATERIALS AND METALLURGY

- Iliyina A.A., Plikhunov V.V., Petrov L.M.** Generation of the energy state of the surface of structural materials under vacuum ion-plasma processing 28

- Furashov A.S., Fatkullin O.H., Kazennov V.K., Shukarev A.K.** Effect of melting and spraying technologies on the structure of a granulated heat-resistant nickel alloy product 33
- Semionov M.Yu., Fomina L.P.** Mathematical modeling of vacuum carburization of complex-alloy hot-work steels 37

QUALITY, RELIABILITY, SERVICE LIFE

- Mel'nikova N.S., Dobrianskiy G.V.** Application of regression models in parametric diagnostics and inspection of the operating conditions of aircraft engines 42
- Rudzey G.F.** Accelerated fatigue testing of materials and structural elements LA 47
- Kiselev D.U., Koptev A.N.** Improvement of aircraft maintenance system using CALS-technologies 50
- Musatov V.A.** Stressed state of a dynamic design welded truss construction 55

ECONOMICS AND ORGANIZATION OF PRODUCTION

- So Min Oo, Torpachov A.V.** Rational decision searching computer program for design of aerospace ground complex hoisting machines 58
- Volchkevich I.L.** Calculation of the required quantity of equipment in designing technological complexes of aviation industry under flexible production 61

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ЭКРАНОПЛАНА НА ЕГО АЭРОДИНАМИЧЕСКИЕ И ВЕСОВЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ

Е.И.Кощаева (Комсомольский-на-Амуре государственный технический университет)

Проведен анализ существующих математических моделей, позволяющих определить аэродинамические характеристики крыльев вблизи экрана, и рассмотрена точность этих моделей с точки зрения применения их на практике.

Ключевые слова: экраноплан, крыло, аэродинамические характеристики, математическая модель.

RESEARCH OF INFLUENCE OF GEOMETRICAL PARAMETERS WIG AIRCRAFT ON ITS AERO-DYNAMIC AND WEIGHT CHARACTERISTICS. *E.I.Koschaeva.*

In the article there was carried out the analysis of existing mathematical models that allow to define aerodynamic characteristics of wings near the screen; also the accuracy of these models from the side of their practical use is considered.

Keywords: wig aircraft, wing, aerodynamic characteristics, mathematical model.

Конечная цель оптимального проектирования экраноплана – создание транспортного средства с высокими технико-эксплуатационными и экономическими характеристиками. Эти характеристики определяются геометрическими, аэродинамическими, весовыми и энергетическими параметрами экраноплана.

Для исследования влияния геометрических параметров экраноплана на его аэродинамические и весовые характеристики выберем удлинение крыла как наиболее значимый параметр.

Для анализа математических моделей, определяющих аэродинамические характеристики крыльев (коэффициентов подъемной силы C_{ya} и лобового сопротивления C_{xa} , их отношения – аэродинамическое качест-

во K) у экрана, выбраны математические модели, предложенные в работах [1, 2, 4]. В работах внимание акцентировано на учете уменьшения индуктивного сопротивления и увеличения подъемной силы за счет динамического подпора под крылом при приближении его к экрану. Построены графики зависимостей коэффициентов $C_{ya}(C_{xa}, \bar{h})$ и $C_{ya}(\alpha, \bar{h})$ (рис. 1).

Из выбранных моделей наименьшую погрешность в расчетах имеет математическая модель В.И.Жукова. Это объясняется использованием продувочных аэродинамических характеристик в виде зависимостей ($C_{xa}(C_{ya})$ и $C_{ya}(\alpha)$) для определения индуктивного сопротивления.

Сравнительный анализ данных работы [3] и работ [1, 4] показал существенные по-

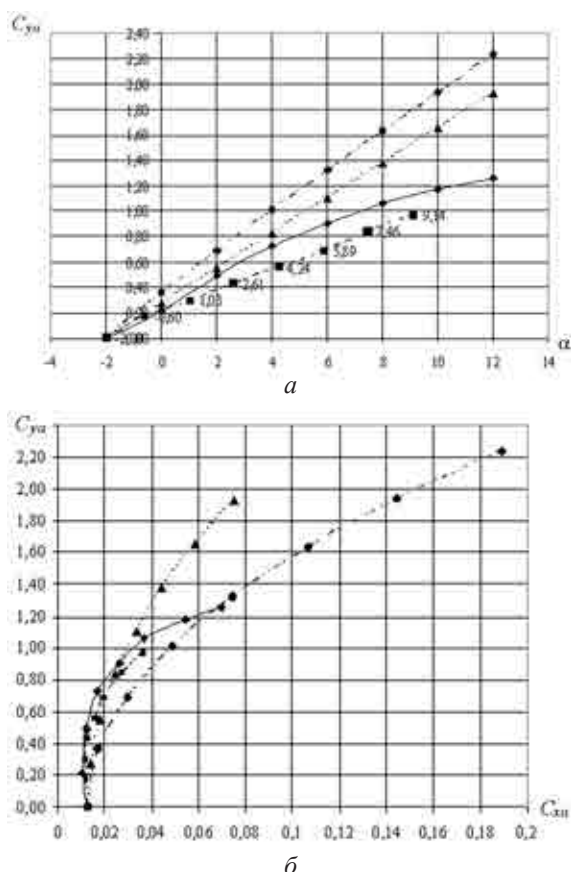


Рис. 1. Зависимость коэффициента подъемной силы от угла атаки (а) и от коэффициента лобового сопротивления (б):

—●— продувочные данные; —●— [1]; —■— [2]; —▲— [4]



Рис. 2. Алгоритм нахождения оптимального удлинения:
 $m_{oi} = \text{const}$, $p_{oi} = \text{const}$, $i = 1, 2, 3$

грешности в расчетах аэродинамических коэффициентов, так как аэродинамические модели в работах А.Н.Панченкова и М.И.Антипина являются недостаточно корректными или справедливы только при малых углах атаки.

Для определения оптимального удлинения крыла составим алгоритм (рис. 2), используя теорию В.И.Жукова.

Алгоритм основан на задании для каждого экраноплана исходных данных: взлетной массы m_{oi} , удельной нагрузки на крыло p_{oi} , относительной высоты $\bar{h}$, коэффициента лобового сопротивления C_{x0} (см. таблицу) и

Параметр	Значение для модели экраноплана		
	ЭП-2	ЭП-30	ЭП-150
Относительная высота, $\bar{h}$	0,13		
Удельная нагрузка на крыло p_{oi} , Па	251	1780	4410
Коэффициент лобового сопротивления при $C_{ya} = 0$, C_{x0}	0,028		
Взлетная масса m_o , кг	2270	30 000	150 000

расчете максимального аэродинамического качества, относительных масс крыла $m_{крj}$ и топлива m_{Ti} в функции удлинения λ_j . Для каждого j -го варианта строим график $m_{крj} + m_{Ti} = f_i(\lambda_j)$ и определяем оптимальное удлинение λ_{opti} при $m_{крj} + m_{Ti} \Rightarrow \min$. Завершаем алгоритм построением графика зависимости $\lambda_{opti} = f_i(m_{oi})$ (рис. 3).

Результаты расчетов показали, что для каждой взлетной массы существует опти-

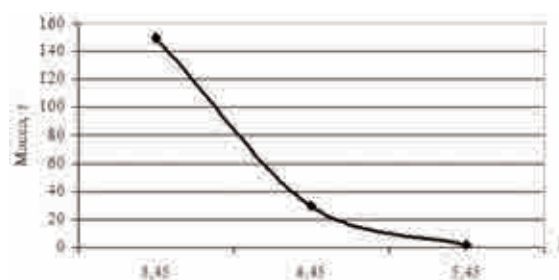


Рис. 3. Зависимость массы экраноплана от оптимального удлинения

мальное значение удлинения, причем закономерно снижение $\lambda_{opt i}$ при увеличении взлетной массы экраноплана. Это можно объяснить тем, что при уменьшении удлинения эффект экрана увеличивается, что, в свою очередь, повышает максимальное аэродинамическое качество, экстремум которого смещается в область малых удлинений.

ЛИТЕРАТУРА

1. Антипин М.И. Анализ и выбор рациональной аэродинамической компоновки экраноплана: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. Иркутск, 2009.
2. Жуков В.И. Особенности аэродинамики устойчивости и управляемости экраноплана // Тр. ЦАГИ, 1997.
3. Мусатов Р.А. Особенности влияния удлинения прямоугольных крыльев на аэродинамические характеристики вблизи экрана // «Гидроавиасалон-2002». С. 273–280.
4. Панченков А.Н., Драчев П.Т., Любимов В.Н. Экспертиза экранопланов. Новгород: ООО «Типография “Поволжье”», 2006. 635 с.

ОГНЕВЫЕ ИСПЫТАНИЯ СИГНАЛИЗАТОРА ЗАСОРЕНИЯ МАСЛЯНОГО ФИЛЬТРА

И.П.Васильев (ЦИАМ им. П.И. Баранова), А.О.Костенко (Рыбинская государственная авиационная технологическая академия им. П.А. Соловьева), В.Т.Шепель, докт. техн. наук (НПО “Сатурн”)

Изложены особенности выбора консервативных режимов испытаний, представлена схема стенда, а также результаты испытаний сигнализатора засорения масляного фильтра.

Ключевые слова: оборудование авиационного двигателя, сертификация, огневые испытания, сигнализатор засорения масляного фильтра, стандарт ISO 2685:1998.

OIL CLOGGING SENSOR FIRE TESTS. *I.P.Vasiliev, A.O.Kostenko, V.T.Shepel', Dr.Techn.Sc.*

The article considers particularities of choosing conservative modes of test; a test bench scheme as well as test results of the oil filter clogging sensor are presented.

Keywords: aviation engine equipment, certification, fire test, oil clogging sensor, ISO 2685:1998 standard.

Сертификация авиационного двигателя является одним из условий обеспечения безопасности, регламентируемой национальными, в частности Российскими, Европейскими и Американскими нормами летной годности [1–3]. К эксплуатации допускаются двигатели, отвечающие государственным требованиям летной годности и охраны окружающей среды. Одним из важных требований норм летной годности авиационного двигателя является требование его пожаробезопасности.

Сертификация оборудования предусматривает его соответствие специальным тре-

бованиям противопожарной защиты, изложенным в АП 33.17, CS-E 130 и FAR 33.17 норм летной годности и в документе [4]. В качестве примера приведем описание огневых испытаний серийного сигнализатора засорения маслофильтра, устанавливаемого на маслоагрегате двигателя. Вместо маслоагрегата использовался имитатор, что дало возможность проводить испытания на более жестком режиме, поскольку в отличие от маслоагрегата он не охлаждается циркулирующим потоком масла. На рис. 1 представлена схема препарации сигнализатора засорения маслофильтра и имитатора, име-

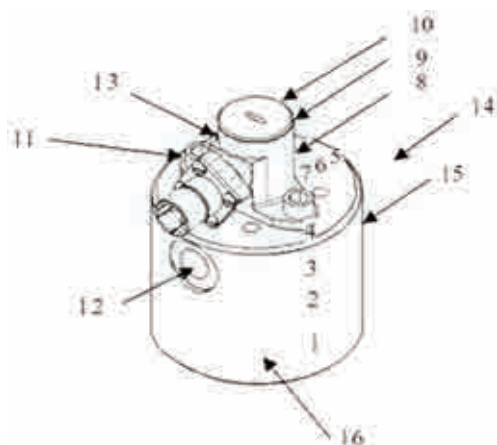


Рис. 1. Подготовка сигнализатора и имитатора:

1–11 – термопары; 12 – подвод высокого давления;
13 – сигнализатор засорения маслофильтра;
14 – направление пламени; 15 – подвод низкого давления; 16 – имитатор маслоагрегата

ющих 4 хромель-алюмелевые термопары КТХА и 7 – на имитаторе маслоагрегата, предельная температура измерения $1300\text{ }^{\circ}\text{C}$, погрешность $\pm 1\%$. Температура сигнализатора и имитатора дополнительно регистрировалась термоиндикаторной краской.

Положение сборки «сигнализатор маслофильтра – имитатор маслоагрегата» по отношению к горелке представлено на рис. 2. Горелка отвечает требованиям стандарта [5]. Параметры стандартного пламени: температура $1100\pm 80\text{ }^{\circ}\text{C}$, плотность теплового потока $116\pm 10\text{ кВт/м}^2$. Пламя горелки

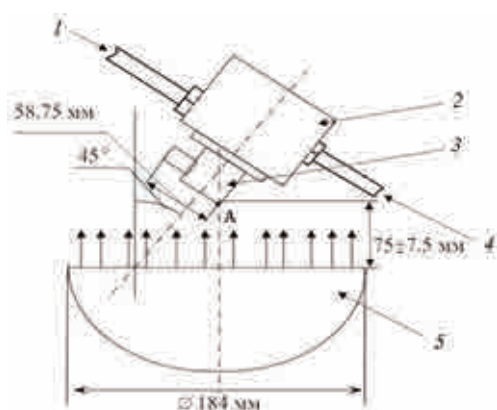


Рис. 2. Положение сигнализатора по отношению к горелке:

1 – подвод высокого давления; 2 – имитатор маслоагрегата; 3 – сигнализатор засорения маслофильтра; 4 – подвод низкого давления; 5 – горелка

ки вертикальное. Сигнализатор устанавливается под углом 45° к вертикальной оси горелки на расстоянии $75\pm 7,5\text{ мм}$ от наиболее уязвимой точки А сигнализатора.

Огневые испытания проводились на универсальном стенде Г17-ЦЗ ЦИАМа, принципиальная схема которого представлена на рис. 3.



Рис. 3. Принципиальная схема стенда Г17-ЦЗ

При выборе режимов огневых испытаний использовался консервативный подход: высокую степень уверенности в безопасности и надежности конструкции можно обеспечить за счет приложения заведомо больших нагрузок, чем те, которые могут появиться в эксплуатации, с учетом последствий возможных отказов. Пятиминутное тепловое воздействие определялось для условий, характерных максимальному перепаду давлений на маслофильтре на режиме максимальной мощности, а десятиминутное – минимальному перепаду давлений на маслофильтре на режиме авторотации с последующим выдерживанием перепада давлений масла в течение 5 мин после отвода горелки. Время перехода с максимального перепада давлений на минимальный задавалось равным 1 с.

Требуемые и фактические параметры режимов огневых испытаний представлены в табл. 1.

Таблица 1

Режим	Время, с	Давление P , кПа	
		требуемое	фактическое при испытаниях
Максимальный перепад	300	$\geq B^* + 244$	348,56
Минимальный перепад	600	$\geq B + 24$	161,38
* Барометрическое давление $B = 100,017$ кПа.			

На рис. 4 представлена динамика протекания температур, регистрируемых термопарами в процессе огневых испытаний (номера термопар соответствуют рис. 1). 12-я контрольная термопара регистрирует стабильность пламени в процессе испытания, поскольку средняя по 37 замерам температура горелки контролируется сканирующей гребенкой из 7 термопар только до и после испытаний.

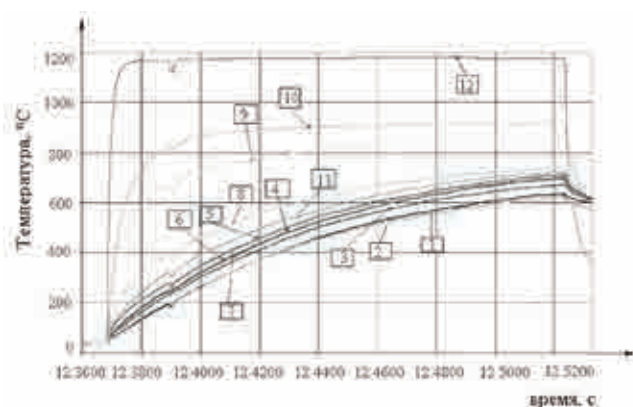


Рис. 4. Изменение показаний термопар в процессе огневых испытаний



В табл. 2 приведены температуры, зарегистрированные термопарами, а также термоиндикаторными красками.

Таблица 2

Номер термопары	Диапазон температур по показаниям термоиндикаторной краски, °C	Температура по показаниям термопар, °C
1	558 – 583	620
2	558 – 583	635
3	583 – 681	675
4	583 – 681	720
5	583 – 681	700
6	583 – 681	700
7	583 – 681	700
8	683 – 753	750
9	753 – 888	850
10	753 – 888	900
11	753 – 888	725

На рис. 5 представлены фотографии сигнализатора и имитатора после огневых испытаний.

Анализ результатов огневых испытаний показал, что сигнализатор засорения маслофильтра после отвода горелки сохранил герметичность и целостность конструкции в течение 5 мин, находясь под перепадом давления 161,4 кПа.

При визуальном наблюдении за процессом испытания и внешнем осмотре не происходило течей опасного количества масла как во время, так и после испытания; ма-



Рис. 5. Сигнализатор и имитатор после огневых испытаний

териалы испытываемого сигнализатора не поддерживали горения; не наблюдалось следов прогорания и других опасных нарушений состояния сигнализатора и происходило самопроизвольное гашение любых возгораний на поверхности после удаления испытательного пламени.

При сертификации сигнализатора засорения с использованием имитатора максимальная температура достигает 950° С в точке А (см. рис. 2), максимальная температура стыка фланца сигнализатора с имитатором 720 °С. При огневых испытаниях сигнализатора непосредственно на маслоагрегате с циркуляцией масла его максимальная температура не превышала 530 °С.

Использование консервативного подхода при выборе режимов огневых испытаний сигнализатора засорения масляного филь-

ра позволило провести их при более высоких температурах, чем предусматривают требования пожаробезопасности, регламентируемые АП 33.17, FAR 33.17, CS-E130, максимально сократить материальные затраты и время за счет использования более простого испытательного оборудования.

ЛИТЕРАТУРА

1. Авиационные правила, часть 33 (АП-33). Нормы летной годности двигателей воздушных судов. Межгосударственный авиационный комитет (МАК). 2004.
2. Certification Specifications for Engines (CS-E). European Aviation Safety Agency (EASA), 2007.
3. Federal Airworthiness Regulations (FAR-33). 2007.
4. EUROCAE ED-14D/RTCA DO-160D, 2007.
5. ISO 2685:1998 Aircraft – Environmental test procedure for airborne equipment – Resistance to fire in designated fire zones, 1998.

ТРЕБОВАНИЯ К АВТОРАМ СТАТЕЙ, НАПРАВЛЯЕМЫХ ДЛЯ ПУБЛИКАЦИИ

Необходимо выслать в адрес редакции:

- статью в виде файла формата MS Word (*.doc). Текст статьи должен быть набран 14 шрифтом через 1,5 интервала между строками. Формульные выражения выполняются только в «Редакторе формул» (MathType или Equation Editor). Иллюстрации выполняют в графических редакторах в виде файлов (*.tif, *.jpg) и в черно-белом варианте;
- акт экспертизы, подтверждающий возможность публикации в открытой печати;
- аннотацию и ключевые слова на русском и английском языках;
- сведения об авторах (фамилия, имя, отчество полностью, год рождения, ученая степень, место работы, контактный телефон).

Публикация в журнале бесплатная.

Телефон редакции: (495) 517-90-71.

E-mail: ap.red@yandex.ru

ЗАЩИТНАЯ СПОСОБНОСТЬ ВАКУУМНЫХ ИОННО-ПЛАЗМЕННЫХ ПОКРЫТИЙ И ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ ЕЕ ФОРМИРОВАНИЯ*

В.В.Плихунов, канд. техн. наук, **Л.М.Петров**, докт. техн. наук,
С.Б.Иванчук, канд. техн. наук, **А.Н.Смирнова**, **М.Б.Смирнов**
(ОАО “Национальный институт авиационных технологий”)

Рассмотрены вопросы формирования защитной способности вакуумных ионно-плазменных покрытий. По оценке изменения энергетического состояния поверхностного слоя при оптимизации технологических этапов ионной очистки, активации и конденсации покрытий можно осуществлять контроль качества после проведения ВИП обработки.

Ключевые слова: вакуумная ионно-плазменная обработка, состояние поверхности, защитная способность, приведенный поверхностный потенциал, контроль качества.

PROTECTIVE ABILITY OF VACUUM ION-PLASMA COATINGS AND TECHNOLOGICAL CHARACTERISTICS OF ITS FORMATION. *V.V.Plikhunov, Cand.Tech.Sc, L.M.Petrov, Dr.Tech.Sc, S.B.Ivanchuk, Cand.Tech.Sc, A.N.Smirnova, M.B.Smirnov.*

The article considers the issues of forming protective ability of vacuum ion-plasma coatings. According to evaluation of change in the surface layer energy state with optimization of manufacturing stages of ion cleaning, activation and condensation of coatings it is possible to control quality after vacuum ion-plasma processing.

Keywords: vacuum ion-plasma processing, surface state, protective ability, reduced surface potential, quality control.

Работоспособность покрытий в условиях воздействия агрессивной внешней среды обеспечивается их коррозионной стойкостью и защитной способностью. Коррозионная стойкость вакуумных ионно-плазменных (ВИП) покрытий определяется структурой и свойствами металлов, входящих в их состав, а защитная способность зависит от условий формирования покрытий. Так как ВИП покрытия в большинстве случаев катодные, то основными параметрами, опре-

деляющими защитную способность, являются сплошность и отсутствие дефектов в структуре. Обеспечение условий формирования покрытий с высоким уровнем защитной способности при ВИП обработке определяется структурным и энергетическим состоянием поверхности (ЭСП) исходного материала, способом и видом финишной обработки поверхности деталей, технологическими возможностями используемого оборудования и эффективностью воздействия плазменных потоков на поверхность деталей на всех технологических этапах обработки. Необходимы также надежные методы контроля [1].

* Исследования выполнены при финансовой поддержке аналитической ведомственной целевой программы «Развитие научного потенциала высшей школы (2009–2011 гг.)», проект 2.1.2/11644.

Проведенные исследования показали, что наиболее эффективным способом оценки защитной способности ВИП покрытий является значение ЭСП, измеренное на поверхности окончательно сформированного покрытия методом контактной разности потенциалов [2]. Защитная способность покрытий формируется на всех технологических этапах (от исходного состояния подложки до технологического воздействия потоков газовой и металлической плазмы), поэтому необходимо исследовать ЭСП на всех этапах ВИП обработки. Результат измерения поверхностного потенциала в условиях конкретной технологической атмосферы является приведенным потенциалом поверхности (ППП). Исследование значений PPP на этапах ВИП обработки позволяет обосновать параметры технологических этапов для обеспечения высокой защитной способности наносимых покрытий. Например, формирование бездефектного многослойного покрытия на основе TiN способствует повышению энергетического состояния поверхности, значение PPP покрытия составляет +0,8 В. Последующие коррозионные испытания не изменяют первичного значения PPP. При формировании дефектного пористого покрытия значение PPP составляет +0,3 В, которое после проведения коррозионных испытаний снижается до -1,3 В (рис. 1).

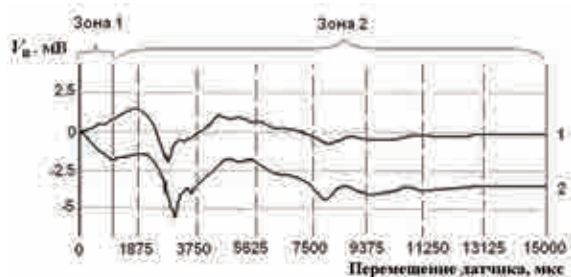


Рис. 1. Изменение PPP (V_n) на детали из стали 13X1H2B2MФ с многослойным покрытием Ti-TiN с различной дефектностью после испытаний в камере солевого тумана (30 сут):
 1 – беспористое покрытие (1–2 поры на 1 см²);
 2 – пористое покрытие (20–30 пор на 1 см²)

Формирование защитной способности покрытия начинается на этапах финишной обработки, когда в процессе воздействия технологического инструмента изменяется поверхностная структура и значение PPP. На этих этапах формируются дефектные слои, ведущие к снижению защитной способности наносимых покрытий. Оптимизация видов и режимов финишной обработки способствует снижению дефектности поверхностного слоя и повышению защитной способности последующих покрытий.

Процессы удаления металлической стружки или упрочнения металла образуют новые структурные конфигурации поверхности деталей, которые содержат в себе большое число дефектов на микро- и наноуровнях. Технологический инструмент, воздействуя на обрабатываемый материал, видоизменяет подповерхностную структуру, которая впоследствии оказывает существенное влияние на формирование покрытий, так как процессы создания покрытий протекают на атомном и наноуровнях, а дефекты поверхностного слоя измеряются, как правило, на макро- и микроуровнях. Видоизмененная подповерхностная структура способствует формированию дефектной поверхностной структуры и последующему росту оксидных и адсорбированных слоев. Процесс формирования оксидных и адсорбированных слоев зависит от вида поверхностной обработки, ее режимов, а также от типа применяемых специальных охлаждающих и других средств. Толщина этих слоев может находиться в диапазоне нано- и микроуровней.

Оксидные и адсорбированные слои являются существенным препятствием для последующего формирования покрытий с высоким уровнем эксплуатационных свойств. С учетом того, что формирование покрытий осуществляется на нано- и атомном уровнях, для правильного прогнозирования и обоснования режимов нанесения покрытий

необходима информация о первичном состоянии исходной поверхности на наноуровне, так как работоспособность конструкционных металлических материалов определяется его первичным структурным и рельефным состоянием на наноуровне. Проведенные с помощью сканирующего туннельного микроскопа исследования показали, что основой качественного формирования поверхности в процессе ВИП обработки является исходная поверхность с нанорельефом, имеющим максимальную высоту неровностей 20 нм, величину среднего отклонения неровностей по площади скана $Sa = 10$ нм, что обеспечивает минимизацию образования поверхностных дефектов.

Начальным этапом технологического процесса нанесения покрытий является предварительная очистка исходной обрабатываемой поверхности после финишной обработки. Перед очисткой необходима качественная оценка существующих оксидных и адсорбированных слоев по значению ППП, чтобы обосновать параметры процесса в целях их полного удаления на этапе очистки и активации технологического процесса при ВИП обработке. Как правило, предварительная очистка позволяет удалять адсорбированные загрязненные и частично оксидные слои, поэтому энергия плазменных потоков на этапе окончательной очистки и активации выбирается исходя из условия полного удаления оставшихся дефектов. Так, если для удаления оксидного слоя с поверхности титанового сплава ВТ1-0 требуется энергия потока газовой плазмы аргона 200 эВ, то для удаления оксида с адсорбированным слоем этого уровня энергии недостаточно (рис. 2).

Зная величины потенциалов чистой ювенильной поверхности и поверхности после прове-

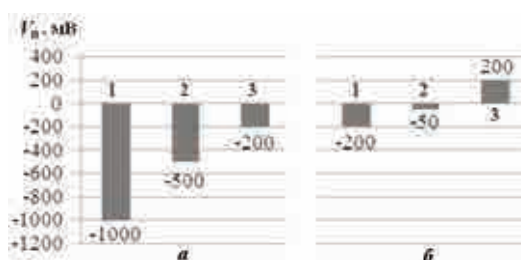


Рис. 2. Изменение значений ППП (V_n) образцов из сплава ВТ1-0 с различным состоянием исходной поверхности (а) после воздействия ионного потока плазмы Ag (б):

1 – оксид + полировальная паста; 2 – оксид + адсорбированный слой; 3 – оксид

дения очистки, об эффективности ионной обработки поверхности можно судить по разности этих потенциалов. Чем выше значение ППП, тем удаление оксидов с поверхности происходит более полно. Активность поверхности растет с уменьшением толщины оксидного слоя. Однако при полном удалении оксидного слоя начинается ионное травление основного металла, которое сопровождается формированием нового дефектного слоя и уменьшением ЭСП, что нежелательно для процесса нанесения покрытий, так как это снижает его защитную способность (рис. 3). Поэтому обоснование режимов технологического этапа очистки и активации поверхности является важнейшим фактором для формирования качест-

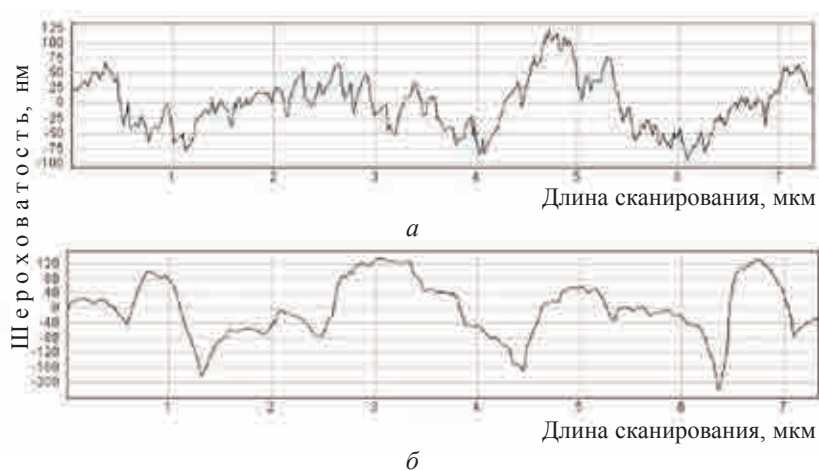


Рис. 3. Изменение профиля поверхности после травления несамостоятельным газовым разрядом в течение 10 мин:

а – напряжение 500 В, $Sa = 31,1$ нм;

б – напряжение 1000 В, $Sa = 76,0$ нм

венных покрытий с высокой коррозионной стойкостью и защитной способностью.

Необходимым условием обеспечения качества технологического процесса нанесения покрытий и обеспечения их защитной способности является нагрев поверхности деталей до заданного диапазона температур. Нагрев поверхности сопровождается повышением поверхностной энергии. При ВПП обработке наиболее эффективный разогрев может осуществляться как за счет бомбардировки поверхности электронным потоком, так и ионным потоком газовой или металлической плазмы. Кинетическая энергия соударения частиц переходит в тепловую, эффективность которой зависит от первичной энергии частиц, ускоряющего напряжения и времени воздействия. С повышением температуры нагрева в остаточном вакууме $3 \cdot 10^{-3}$ Па активность поверхности возрастает. Однако с ростом температуры поверхности повышается активность остаточного кислорода в объеме вакуумной камеры, что увеличивает возможность образования на обрабатываемой поверхности вторичных оксидов. Образование вторичных оксидов ухудшает свойства поверхности и может отрицательно повлиять на формирование диффузионных и конденсированных слоев. Образование таких соединений приводит к уменьшению значения ППП, и по интенсивности уменьшения потенциала можно судить о толщине оксида.

Конденсация покрытий является завершающим этапом формирования защитной способности покрытий и осуществляется при воздействии на поверхность потоков газовой и металлической плазмы более низких энергий. Об образовании диффузионных слоев и конденсата можно судить по значению ППП, так как каждому химическому соединению, формируемому на поверхности, соответствует определенное значение ППП. Значение ППП может изме-

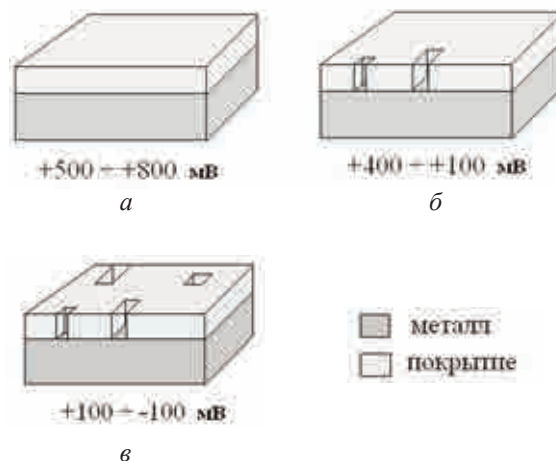


Рис. 4. Изменение ППП композита в зависимости от структуры конденсированного слоя:

a – 4-слойное покрытие Ti-N (1–2 поры на 1 см^2); *b* – 2-слойное покрытие Ti-N (20–30 пор на 1 см^2); *v* – монослойное покрытие Ti-N (50–60 пор на 1 см^2)

няться в пределах изменения дефектности в структурном образовании. Построив корреляционную зависимость величины потенциала от дефектности структуры, можно говорить о качестве формируемого покрытия [3]. Итак, значение ППП (рис. 4) может являться оценочной характеристикой эффективности осуществления технологических этапов процессов нанесения покрытий, а также оценкой их защитной способности.

ЛИТЕРАТУРА

1. Плихунов В.В., Петров Л.М., Иванчук С.Б., Смирнова А.Н. Особенности применения вакуумной ионно-плазменной обработки конструкционных материалов для изделий авиационной техники // Авиационная промышленность. 2010. № 3. С. 26–32.
2. Плихунов В.В., Иванчук С.Б., Смирнова А.Н., Семенов В.Д. Оборудование, технологии и методы контроля для осуществления комплексного подхода к формированию многофункциональных покрытий и модифицированных слоев методом вакуумной ионно-плазменной обработки // Сб. докл. IX науч. конф. по гидроавиации «Гидроавиасалон-2010», Россия, г. Геленджик, 5–6 сент. 2010 г. С. 188–193.
3. Плихунов В.В., Петров Л.М., Зеленков В.В., Иванчук С.Б., Соколов И.В. Контроль технологических этапов формирования покрытий и модифицирования поверхностей при вакуумной ионно-плазменной обработке // Авиационная промышленность. 2009. № 2. С. 35–40.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ СТЯЖКИ ПАКЕТА В БОЛТОВОМ СОЕДИНЕНИИ С РАДИАЛЬНЫМ НАТЯГОМ ПРИ ВНЕШНЕМ НАГРУЖЕНИИ

В.В.Дунаев, канд. техн. наук¹, **В.Ф.Громов**, канд. техн. наук²,
А.Ф.Макаров³, канд. техн. наук, **М.В.Еремин**²

¹ *Московский государственный технический ун-т им. Н.Э. Баумана;*

² *Московский авиационный институт (государственный техн. ун-т);*

³ *Университет природы, общества и человека, г. Дубна*

Рассмотрено влияние стяжки пакета пластин на ресурс болтового соединения. Приведены результаты экспериментальных исследований зависимости стяжки пакета от конструктивно-технологических факторов и предложен метод повышения ресурса болтового соединения.

Ключевые слова: болтовое соединение, коэффициент стяжки пакета, радиальный натяг, контактное давление.

EXPERIMENTAL INVESTIGATION OF STACK COMPRESSION IN A BOLTED RADIAL INTERFERENCE JOINT UNDER EXTERNAL LOADING. *V.V.Dunaev, Cand.Techn.Sc, V.F.Gromov, Cand.Techn.Sc, A.F.Makarov, Cand.Techn.Sc, M.V.Eryomin.*

The influence of the plate stack compression on bolted joint lifetime is considered. Results of experimental investigation into dependence of the stack compression on design-manufacturing factors are presented and a method for improving the bolted joint lifetime is suggested.

Keywords: bolted joint, stack compression coefficient, radial interference, contact pressure.

Основными конструктивно-технологическими факторами, влияющими на надежность и ресурс болтовых соединений, являются радиальный натяг и затяжка болтов с помощью гаек. Комбинация постановки болтов в пакет с радиальным натягом и последующая их затяжка нормированным усилием обеспечивают стяжку пакета и повышение долговечности болтовых соединений.

Качественная стяжка пакета характеризуется равенством усилия под головкой болта и под гайкой, однако в реальных соединениях этого не наблюдается.

Для выяснения характера изменения усилий под гайкой и под головкой болта были проведены экспериментальные исследования соединений I, II и III типов (рис. 1) из алюминиевого сплава Д16Т с установленными с номинальным натягом 0,4 и 1,2 % болтами диаметром 8 мм из титанового сплава ВТ16 (покрытие Ан.Окс. 2–3 мкм) и

стали 30ХГСА (покрытие Кд.3-6Хр). Принятые натяги входят в интервал натягов, применимых при постановке стандартных болтов в отверстие Н9. С помощью селективного подбора пар «болт–отверстие» фактические натяги составили 0,35–0,45 % и 1,05–1,35 %. Болты в отверстия пакета шириной 50 мм устанавливали запрессовкой и втягиванием с помощью разрывной машины Р-10. Перед этим болт смазывали смазкой ПП95/5, окуная в расплав, затем сушили при 130–150 °С в течение 1 ч. При сборке смазку наносили на заходную часть стержня болта.

Толщины пакетов соединений I, II и III типов приведены в таблице.

Тип соединения	Толщина пакета h/d		
I	–	1,25	–
II	1,25	2,5	5,0
III	1,25	2,5	5,0

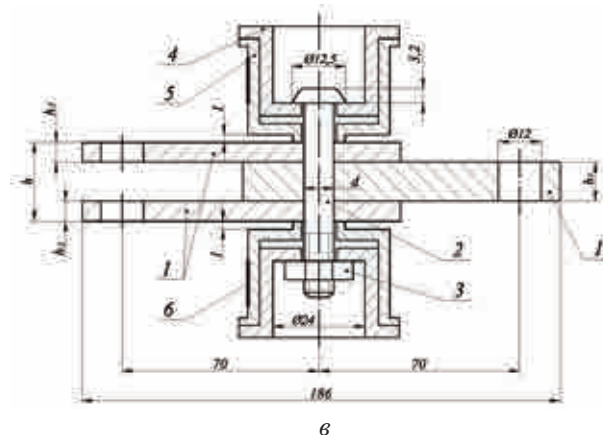
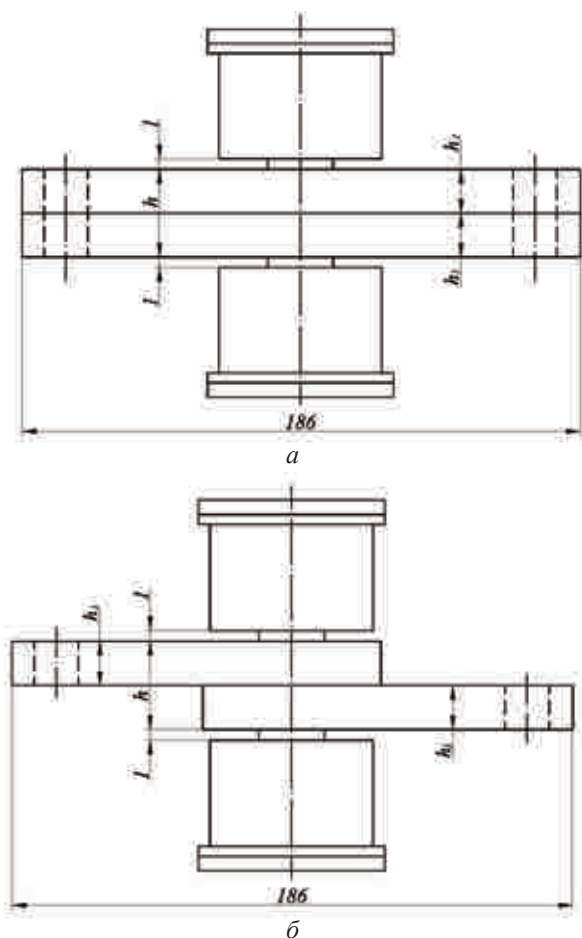


Рис. 1. Образцы соединений с тензометрическими втулками для замера усилий стяжки пакета:
а – низкосдвиговое (тип I); б, в – высокосдвиговое одно- и двухсрезное (II и III типы)

Гайки на всех образцах затягивали до усилия в болте $Q_1 = 24 \pm 0,7$ кН. Усилие под гайкой Q_1 и под головкой болта Q_2 замеряли с помощью специально сконструированных тензометрических датчиков. Установка датчиков на образце типа III, состоящего из пластин 1, болта 2 и гайки 3 показана на рис. 1, в. Усилия под гайкой и головкой болта после стяжки пакета через промежуточную втулку 4 передавались на упругий элемент 5 и регистрировались с помощью тензодатчиков 6 и тензометрической аппаратуры, состоящей из усилителя 4АНЧ-22 и шлейфового осциллографа Н115.

Исследования изменения стяжки пакета проводили на машине ГУСТ с частотой $f = 0,16$ Гц при $R = 0,1$.

При сочетании конструктивно-технологических параметров (тип соединения, толщина пакета, материал болта, метод постановки болта, величина натяга) было испытано

по 5 образцов каждого типа. Усилие под гайкой и головкой болта замеряли при 1; 10; 100 и 300 циклах нагружения.

Предварительными испытаниями образцов болтовых соединений было установлено:

- уровень внешней нагрузки в диапазоне $\sigma_{\text{max}}^{\text{бр}} = 30 \div 122$ МПа влияет только на интенсивность перераспределения усилий под гайкой Q_1 и головкой болта Q_2 до 10 циклов нагружения мало влияет на конечные значения Q_1 и Q_2 ;

- процесс стабилизации усилия Q_1 и Q_2 заканчивается при 100–300 циклах нагружения.

Основной объем испытаний был проведен при $\sigma_{\text{max}}^{\text{бр}} = 122$ МПа и базовом числе циклов нагружения $N = 100$.

Соответствие между усилиями под гайкой и головкой болта при действии внешней нагрузки устанавливаем посредством относительной стяжки пакета $K_{\text{ст}}^N = Q_2^N / Q_1^N$, где Q_1^N и Q_2^N – усилия под гайкой и головкой болта при различном числе циклов N .

Приведем в качестве примера динамику изменения коэффициента стяжки $K_{\text{ст}}^N$ соединения II типа с установленным болтом из стали 30ХГСА с натягом $\Delta = 0,4\%$ (рис. 2, а) и $1,2\%$ (рис. 2, б) в зависимости от

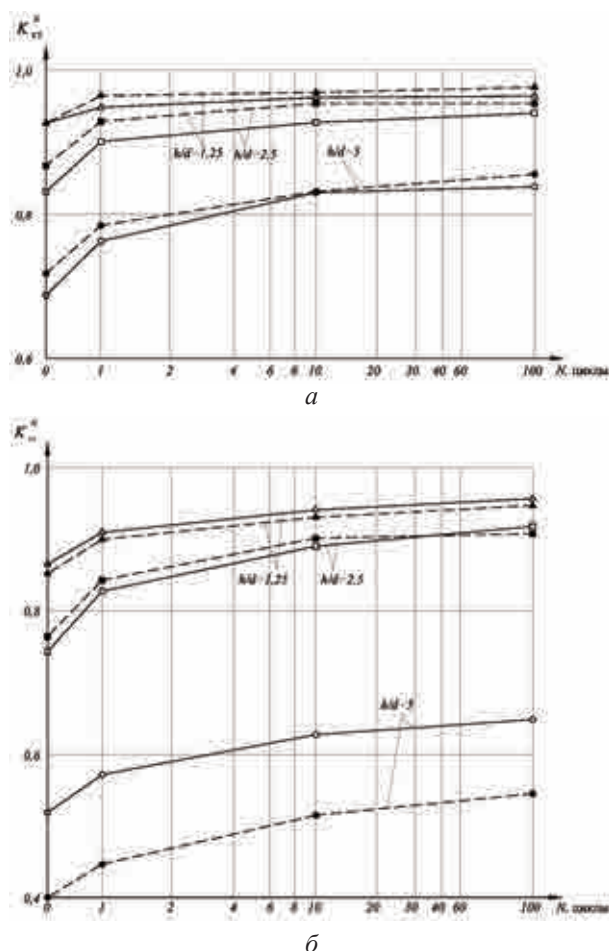


Рис. 2. Изменение коэффициента стяжки соединения II типа с болтом из стали 30ХГСА:
 ————— вытягивание; — — — запрессовка

числа циклов нагружения, толщины пакета h/d и метода постановки болта.

Наибольшее перераспределение усилий (уменьшение Q_1 и увеличение Q_2) происходит при первом цикле нагружения и стабилизируется при $N = 100$ циклам. Влияние метода постановки болтов наблюдается при натяге $\Delta = 1,2\%$ и толщине пакета $h/d = 5$. В остальных случаях перераспределение усилий практически не зависит от метода постановки болтов. Отметим, что в процессе циклического нагружения происходит лишь частичное перераспределение усилий Q_1 и Q_2 , отражающееся на их отношении. Остаточная их разность зависит

главным образом от исходного отношения усилий Q_1/Q_2 , натяга, толщины пакета, материала и покрытия болта.

На рис. 3 показано изменение коэффициента стяжки $K_{ст}^N$ соединения с болтом из стали 30ХГСА в зависимости от толщины пакета h/d . С увеличением толщины пакета h/d коэффициент $K_{ст}^N$ существенно снижается, причем в односрезных соединениях (тип II) зависимость $K_{ст}^N$ от h/d имеет нелинейный характер. Очевидно, это вызвано дополнительным влиянием изгибающего момента вследствие эксцентриситета приложения внешней нагрузки. Следует отметить, что в соединениях I и II типов значения $K_{ст}^N$ практически не зависят от величины натяга Δ вследствие одинаковой величины контактных касательных напряжений $\tau = f\sigma_r$. Это условие обеспечивается величиной коэффициента трения (сцепления), которая зависит не только от качества обработки сопряженных поверхностей и уровня контактных давлений, но и от характера их взаимных перемещений, возникающих в связи с упругим циклическим деформированием болта и пакета при приложении циклической нагрузки в плоскости стыка.

На рис. 4 приведены графики изменения $K_{ст}^N$ образцов I типа с установленным болтом ($\Delta = 1,2\%$) из стали 30ХГСА и сплава ВТ16 методом вытягивания и запрессовки в зависимости от толщины пакета h/d .

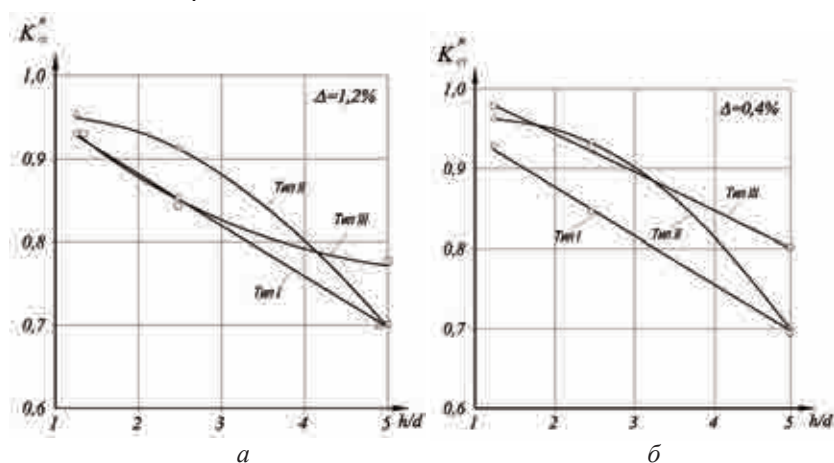


Рис. 3. Изменение коэффициента стяжки соединения с болтом из стали 30ХГСА от толщины пакета

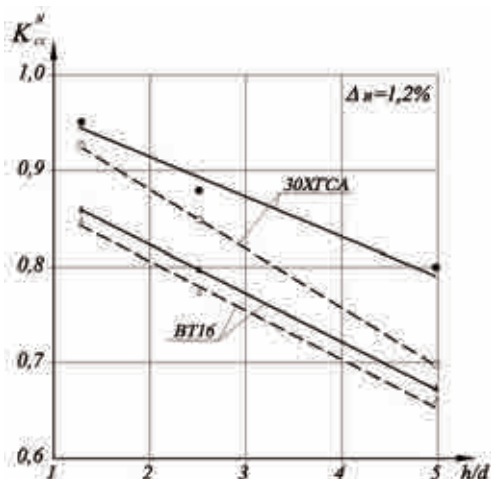


Рис. 4. Влияние толщины пакета и материала болта на коэффициент стяжки соединения I типа:
— втягивание; --- запрессовка

Отметим, что на результаты испытания образцов I типа исключено влияние не поддающихся учету факторов (эксцентриситет приложения нагрузки, изгиб и сдвиг болта, смятие стенки отверстия и стержня болта). Это позволяет оценить влияние материала болта и метода его постановки в пакет на стяжку пакета. При постановке болтов методом втягивания наблюдается более высокий уровень соотношения усилий под головкой болта и под гайкой, чем при запрессовке.

Определяющим фактором этого является характер распределения контактного давления по толщине пакета [1].

Контактное давление при запрессовке p'_1 и при снятии усилия запрессовки p''_1 определяется:

$$p'_1 = p_0 e^{k(\bar{\eta} - \eta)}, \quad p''_1 = p_0 e^{k\eta}; \quad (1)$$

при втягивании p'_1 и при снятии усилия втягивания p''_1 –

$$p'_1 = p_0 e^{-k\eta}, \quad p''_1 = p_0 e^{k(\eta - \bar{\eta})}, \quad (2)$$

где $p_0 = \frac{\Delta}{\frac{1}{E_1} \left(\frac{1+a^2}{1-a^2} + \mu_1 \right) + \frac{1-\mu_1}{E_1}}$ – кон-

тактное давление при отсутствии осевого усилия в болте, $k = 4f\mu_1 \bar{p}_0$; $\bar{p}_0 = p_0 / \Delta E_1$; $a = d/B$; $\eta = z/d$ – безразмерная координата; $\bar{\eta} = h/d$ – толщина пакета; E_1, μ_1 и E_2, μ_2 – коэффициент Пуассона и модуль упругости

материалов болта и пакета соответственно.

Соотношение максимальных контактных давлений этих методов постановки болта

$$\frac{p'_{1\max}}{p'_{2\max}} = \frac{p''_{1\max}}{p''_{2\max}} = e^{k\bar{\eta}} \quad (3)$$

показывает, что контактные давления при запрессовке больше, чем при втягивании болта. Соотношение (3) позволяет оценить влияние основных конструктивных факторов и упругих постоянных материала болта на силовые параметры стяжки пакета.

При стяжке пакета болты из стали 30ХГСА имеют преимущество перед болтами из титанового сплава ВТ16, так как проявляется влияние E, μ и коэффициента сцепления. Видно также, что $K_{сж}^N$ в соединениях с болтами из стали 30ХГСА выше, чем в соединениях с болтами из сплава ВТ16 (см. рис. 4). Это увеличение определяется свойствами материала болта E_1, μ , коэффициентом трения (сцепления) f . Эксперименты по постановке болтов в пакет из сплава Д16Т показали, что коэффициент трения болтов из сплава ВТ16 выше по сравнению с коэффициентами трения болтов из стали 30ХГСА. Их соотношение при смазке болтов колеблется в пределах 1,5–2 при натяге $\Delta = (0,4 \div 1,2) \%$ [2].

При действии внешней циклической нагрузки в плоскости стыка в стержне болта под действием разницы напряжений под гайкой и под головкой болта ($\sigma_1 - \sigma_2$) происходит циклическое изменение сил трения и упругих деформаций болта. Скорость распространения упругих деформаций пропорциональна модулю упругости болта E_1 . Вследствие этого усилие под головкой болтов из стали 30ХГСА становится выше, чем под головкой болтов из сплава ВТ16.

Перераспределение усилий под гайкой и головкой болта будет обеспечиваться при условии, если скорость изменения деформирования болта в осевом направлении будет больше или равна скорости деформирования пластин в плоскости стыка. Очевидно,

что скорость изменения деформации болта зависит от начальной величины усилия затяжки под гайкой, сил трения, а также разницы в усилиях под гайкой Q_1 и головкой болта Q_2 . При скорости деформирования болта, значительно меньшей скорости движения пластин, усилия в болте не успевают принять новые значения и соединение подвергается многократным последующим нагружениям без изменения соотношений Q_1 и Q_2 , то есть происходит стабилизация стяжки пакета. Испытания показали, что если не контролировать усилие затяжки в процессе испытаний, то не удастся получить полные объективные данные о характеристиках усталости соединения.

На изменение усилий под головкой болта и под гайкой при действии внешней циклической нагрузки в плоскости стыка большое влияние оказывает величина и характер распределения циклических радиальных напряжений по толщине пакета и в поперечном сечении.

Амплитуда циклических контактных давлений $p_a = \frac{1}{2}(p_{\max} - p_{\min})$, а средняя составляющая циклического контактного давления $p_m = \frac{1}{2}(p_{\max} + p_{\min})$.

Значения $p_{\max}$ и $p_{\min}$ в разных сечениях различны. Возникающие циклические контактные касательные напряжения определяют кинетику взаимодействия между болтом и поверхностью отверстия. Таким образом, в затянутом болтовом соединении с радиальным натягом усилия под гайкой и головкой болта существенно различны. В результате удельные давления по контактирующим поверхностям непрерывно падают по мере удаления от гайки, и, как результат, при циклическом приложении силы трения в плоскости стыка многослойных пакетов также существенно различны. Учитывая влияние сил трения и коэффициента концентрации напряжений α_σ [3] от усилия под гайкой и головкой болта, можно предполагать, что долговечность листовой детали,

расположенной у гайки, будет выше, чем у детали со стороны головки болта.

На основании данных работ [4, 5] авторами был разработан метод деформирования стыка затянутого болтового соединения I, II и III типов с радиальным натягом путем упорядоченных ударов по головке болта с последующей затяжкой гайки до требуемого усилия в болте $Q_1 = 24$ кН. За время каждого одиночного цикла (удар–затяжка гайки) вследствие пластического передеформирования стыка по толщине пакета создаются благоприятные условия для перераспределения усилий под гайкой и головкой болта. Ударную нагрузку прикладывали многократно к головке болта с помощью пневмомолотка КМП-32М. Энергия единичного удара в течение 1–2 с равнялась 10 Дж. С противоположной стороны пакета устанавливали опорную втулку. После каждого последовательного приложения ударной нагрузки производили затяжку гайки до усилия $Q_1 = 24$ кН. Операции нанесения ударов и затяжки повторялись до тех пор, пока перераспределения усилий под гайкой и головкой болта не прекращались. Было установлено, что в зависимости от натяга ($\Delta = 0,4$ и $1,2\%$), толщины пакета ($1,25d \div 5d$) и материала болта (ВТ16, 30ХГСА) стабилизация перераспределения усилий наблюдается при 4–8 циклах ударной нагрузки–затяжки гайки. Отметим, что критерием прекращения подпрессовки может являться прекращение дозатяжки гайки приложением заданного крутящего момента.

В исследованных типах соединений было достигнуто соотношение усилий под головкой болта и гайкой $Q_2/Q_1 = 0,91 \div 1$. Циклические испытания срезными нагрузками таких соединений показали, что перераспределение усилий Q_1 и Q_2 не происходит, то есть сохраняется исходная стяжка пакета.

Эффективность подпрессовки болтов подтверждается результатами испытаний односрезных усовидных образцов соеди-

нений из алюминиевого сплава Д16Т с установленными болтами диаметром 8 мм из стали 30ХГСА ($\Delta = 1,2\%$) [6]. Получено 6-кратное увеличение долговечности соединений при подпрессовке болтов усилием, равным 8 кН, и затяжке гаек моментом $M_{кл} = 10 \text{ Н}\cdot\text{м}$.

Таким образом, обеспечение одинаковых усилий затяжки под гайкой и головкой болта в затянутом болтовом соединении с радиальным натягом – путь к реальному увеличению долговечности конструкции в зоне болтовых соединений.

ЛИТЕРАТУРА

1. Дунаев В.В., Ушаков Б.Н., Ширшов А.А. Расчет усилия постановки болтов с радиальным натя-

гом при заталкивании и затягивании // В кн.: Расчеты на прочность. М.: Машиностроение, 1980, вып. 21. С. 29–31.

2. Дунаев В.В., Ушаков Б.Н., Ширшов А.А. Определение коэффициентов трения при посадке болтов в соединениях с натягом // Вестник машиностроения, 1984. № 7. С. 20–22.

3. Ярковец А.И., Сироткин О.С. и др. Технология выполнения высокоресурсных заклепочных и болтовых соединений в конструкциях самолетов. М.: Машиностроение, 1987. 192 с.

4. Левина З.М., Решетов Д.Н. Контактная жесткость машин. М.: Машиностроение, 1971. 264 с.

5. Берозашвили Г.В., Губушаури Э.Г., Пановко Г.Я. Напрессовка деталей в условиях дополнительной вибрации // Вестник машиностроения. 1986. № 2. С. 51–53.

6. Арсон Л.Д., Федотов М.Н. Влияние технологической подпрессовки болтов на выносливость срезных усовидных соединений // Приложение к ж-лу «Авиационная промышленность». 1980. № 1. С. 5–7.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЙ МЕТОД ИССЛЕДОВАНИЯ ПЛАЗМЕННЫХ ПОТОКОВ ПРИ ВАКУУМНОЙ ИОННО-ПЛАЗМЕННОЙ ОБРАБОТКЕ

В.В.Плихунов, канд. техн. наук (ОАО «Национальный институт авиационных технологий»)

Рассмотрены универсальные образцы-свидетели, используемые в экспериментальных исследованиях плазменных потоков при вакуумной ионно-плазменной обработке. Определен круг задач, решаемых с помощью универсальных образцов, и представлено приборное оснащение, обеспечивающее необходимые измерения.

Ключевые слова: образцы-свидетели, экспериментальные методы исследования, вакуумная ионно-плазменная обработка, плазменные потоки, толщина покрытия.

EXPERIMENTAL ANALYSIS OF PLASMA STREAMS UNDER VACUUM ION-PLASMA PROCESSING.
V.V.Plikhunov, Cand. Techn. Sc.

Universal reference specimens used in experimental analysis of plasma streams under vacuum ion-plasma processing are considered. A range of problems solvable with the universal specimens is determined and instrumentation ensuring required measurements is shown.

Keywords: reference specimens, experimental analysis, vacuum ion-plasma processing, plasma streams, coating thickness.

Технологические процедуры вакуумной ионно-плазменной (ВИП) обработки реализуются в вакуумной камере, внутри которой размещены источники газовой и металличе-

ской плазмы, создающие необходимые плазменные потоки. Разнообразие источников генерации плазмы и схем размещения их в вакуумной камере приводит к необходи-

мости изучения плазменных потоков и их влияния на характеристики внутренних, внешних и комбинированных покрытий [1], создаваемых при ВИП обработке.

Из-за трудности теоретического описания сложных и комплексных процессов, происходящих при формировании и распространении плазменных потоков, наиболее простыми в реализации и информационно емкими являются экспериментальные методы исследований, базирующиеся на прямом измерении важнейшей характеристики любого покрытия – его толщины. Для эффективной реализации этих методов необходимы специальные образцы-свидетели и приборное оснащение, обеспечивающее определение на поверхности образца содержания наносимого, снимаемого или внедренного вещества, а также измерение толщины внешнего покрытия, которое в процессе эксперимента наносится или снимается. Полнота получаемой информации о результатах воздействия плазменных потоков в значительной степени зависит от конструкции и материала образца-свидетеля, используемого в эксперименте.

Рассмотрим образец-свидетель, который обеспечивает получение достаточно полной информации практически для любой технологической процедуры ВИП обработки (рис. 1). Образец выполнен в виде сопря-

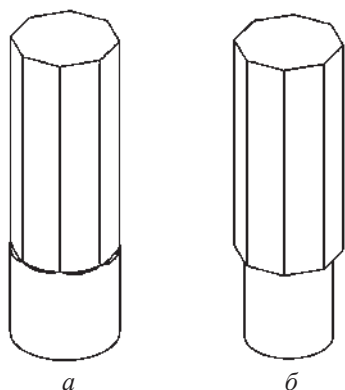


Рис. 1. Образец-свидетель для экспериментальных исследований распределения плазменных потоков в рабочем объеме вакуумной камеры

женных по своим основаниям прямого круглого цилиндра и прямой призмы. Геометрические размеры цилиндра и призмы, а также число боковых граней у призмы определяются условиями эксперимента и возможностью проведения необходимых измерений. На рис. 1 показаны варианты исполнения образца: диаметр цилиндрической части больше или равен диаметру окружности, описанной вокруг основания призматической части (рис. 1,а) и диаметр цилиндрической части меньше диаметра окружности, описанной вокруг основания призматической части (рис. 1,б).

Поверхность цилиндрической части образца дает информацию о направлении движения плазменного потока в том месте вакуумной камеры, где образец установлен. Грани призматической части образца обеспечивают получение информации о толщине наносимого (удаляемого) слоя вещества и процентном содержании этого вещества на поверхности. При необходимости на этих гранях могут быть проведены замеры микротвердости и приведенного поверхностного потенциала, а также определено содержание капельной фракции в составе плазменного потока. В процессе проведения эксперимента на поверхности цилиндрической части образца формируется зона наносимого (снимаемого) покрытия *A* и теневая зона *B*, куда частицы плазменного потока *P* не попадают (рис. 2). Для более четкой визуальной фиксации границы раздела этих зон цвет материала образца должен отличаться

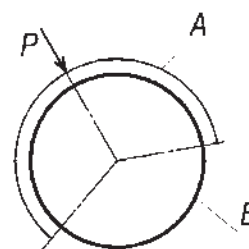


Рис. 2. Зоны распределения покрытия на цилиндрической поверхности образца относительно направления плазменного потока *P*

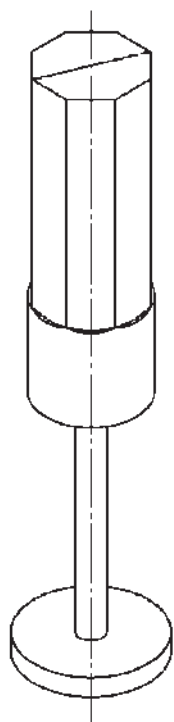


Рис. 3. Расположение индикаторной метки для направленного размещения образца в рабочем объеме вакуумной камеры

от цвета наносимого (снимаемого) покрытия. Например, для покрытий, имеющих светло- и темно-серые (стальные) цвета, удобно использовать образцы-свидетели из материалов желтого цвета и наоборот. Так как перед началом эксперимента все образцы-свидетели должны быть сориентированы относительно внутреннего пространства камеры, на них наносят специальную метку. Удобнее всего наносить эту метку на основание образца, которая будет более заметна при установке образца в камеру. На рис.3 показан пример нанесения метки на основание призматической части образца, что обеспечивает полный контроль за правильностью установки образца. На рис. 4 приведены примеры установки образцов в камерах с круглым и квадратным поперечным сечением (полярная и осевая ориентация соответственно).

При исследовании осесимметричных плазменных потоков установка образцов

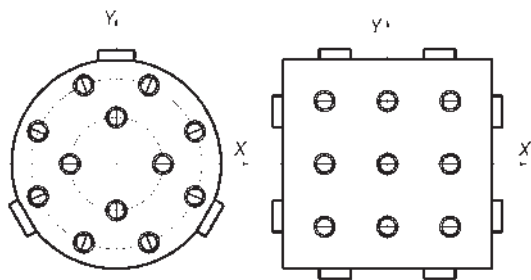


Рис. 4. Варианты размещения образцов с индикаторными метками в рабочем объеме вакуумных камер

производится в горизонтальной плоскости, проходящей через ось симметрии катода. При трехмерных плазменных потоках, а также при исследовании процессов нанесения покрытий на движущиеся в плазменном потоке образцы используются специальные стойки, на которых эти образцы закреплены (рис. 5). Число образцов на стойке и расстояние между ними определяются задачами, решаемыми в ходе эксперимента, и уровнем полноты информации, необходимой для адекватного анализа.

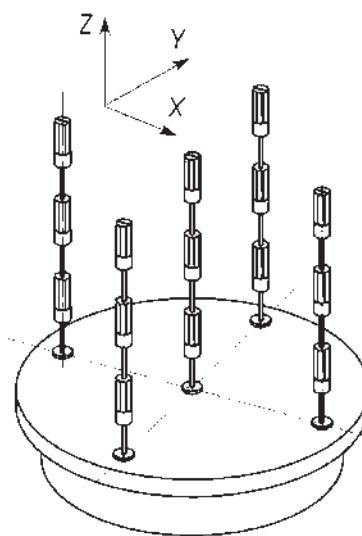


Рис. 5. Вариант размещения образцов-свидетелей при исследовании распределения плазменных потоков в трехмерном пространстве камеры

В процессе ВИП обработки реализуются различные технологические процедуры [2], в том числе процедуры, которые являются подготовительными для последующего нанесения покрытий. Одна из них – ионное травление, которое обеспечивает необходимый уровень очистки и активации поверхности детали. Экспериментальное исследование эффективности плазменных потоков, используемых при ионном травлении, также можно проводить с помощью представленных образцов-свидетелей (см. рис. 1 и 5). В этом случае перед началом эксперимента на образцы необходимо нанести «технологическое» покрытие, которое в процессе

ионного травления будет удаляться с поверхности. По интенсивности удаления «технологического» покрытия можно судить об эффективности проведенной технологической процедуры.

В экспериментальной практике НИАТ при исследовании плазменных потоков, формируемых в процессе ВИП обработки, используется приборное оснащение, позволяющее проводить необходимые измерения на представленных выше образцах-свидетелях. В составе этого оснащения:

- переносной рентгенофлуоресцентный спектрометр для определения элементного состава материала «INNOV-X2.1» фирмы Innov-X System, Inc. (США);

- прибор «CALOTEST» для измерения толщины покрытия по методу сферической выемки фирмы CSM-instruments (Швейцария);

- прибор для измерения микротвердости по шкале Виккерса «MicroMet S101» фирмы Buehler (США) с интегрированным микро-

скопом ($\times 500$) и цветной цифровой камерой. Прибор также используется для определения содержания капельной фракции в составе плазменного потока;

- анализатор энергетического состояния поверхности (АЭСП) для определения приведенного поверхностного потенциала (разработка НИАТ).

Универсальные образцы-свидетели и приборное оснащение составляют основу экспериментального метода исследования плазменных потоков, позволяющего с высокой эффективностью проводить работы по созданию качественных внешних, внутренних и комбинированных покрытий.

ЛИТЕРАТУРА

1. **Бобров Г.В., Ильин А.А.** Нанесение неорганических покрытий. М.: ИнтерметИнжиниринг, 2004. 624 с.

2. **Плихунов В.В.** Комплексная система формирования технологических процессов вакуумной ионно-плазменной обработки // Авиационная промышленность. 2010. № 2. С. 23–27.

ПРИМЕНЕНИЕ ТЕХНОЛОГИЙ ЛАЗЕРНОЙ СВАРКИ ПРИ ИЗГОТОВЛЕНИИ ИНТЕГРАЛЬНЫХ КОНСТРУКЦИЙ ОБШИВКИ ФЮЗЕЛЯЖА ГРАЖДАНСКИХ КРУПНОГАБАРИТНЫХ САМОЛЕТОВ*

Берндт Бреннер, Дирк Диттрих, Енс Штандфус, Бернд Виндерлих, Енс Либшер (Фраунгоферовский институт конструкционных материалов и лазерной техники), Енс Хакиус (Airbus GmbH)

Сообщается об опыте внедрения технологий лазерной сварки соединений «стрингер-обшивка» при производстве нижней части фюзеляжа аэробусов A318, A340-60 и A380.

Ключевые слова: стрингер, обшивка, лазерная сварка, прочность.

APPLICATION OF LASER WELDING TECHNOLOGIES IN MANUFACTURING INTEGRAL STRUCTURES FOR FUSELAGE SKINS OF LARGE-SIZE CIVIL AIRCRAFTS. *Berndt Brenner, Dirk Dittrich, Jens Standfuß, Bernd Winderlich, Jens Liebscher, Jens Hackius.*

The article reports about experience in realization of technologies in laser welding of stringer-skin joints during production of a lower part of fuselage for A318, A340-60 and A380 Airbus.

Keywords: stringer, skin, laser welding, strength.

На протяжении нескольких лет фирма Airbus совместно с Фраунгоферовским институтом технологий лазерной обработки материалов активно использует лазерную сварку для соединения стрингеров с обшивкой. Сварные соединения «стрингер–обшивка» успешно применяются при производстве нижней части фюзеляжа аэробусов A318, A340-60 и A380. В результате достигнуто существенное сокращение производственных расходов и снижение веса. Так, например, в процессе производства A318 необходимо соединить заклепками примерно 170 монтажных зажимов с панелью обшивки. Следствием являются чрезвычайно высокие расходы на производство и большая структурная масса изделия, обусловленная наличием относительно широкого и толстого основания заклепки.

Цель проведенных работ состояла в совершенствовании конструкции сварных со-

единений «обшивка–стрингер», снижении значений допусков на повреждения соединений «обшивка–обшивка», совершенствовании технологии лазерной сварки соединений «монтажный зажим–обшивка».

Решение поставленных задач потребовало разработки нового оборудования, позволяющего производить лазерную сварку элементов конструкции самолетов в промышленных масштабах.

Для соединения стрингеров с обшивкой, а также соединения монтажных зажимов с обшивкой была разработана технология одновременной двухсторонней лазерной сварки крупногабаритных сферических 3D деталей по любой траектории при одновременной фиксации деталей, создан опытный образец новой установки для лазерной сварки. Установка состоит из портальной конструкции с двумя независимо перемещающимися Y-мостами. Закрепленные на них оси Z с двумя независимыми наклонными и вращающимися узлами несут две сварочные головки с оптическими сенсорами для инди-

* Статья в оригинале была передана авторами в ОАО НИАТ для перевода и публикации в журнале.

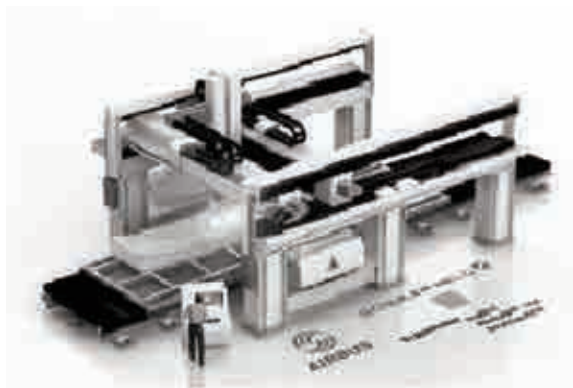


Рис. 1. Опытная установка для лазерной сварки трехмерных деталей

кации положения стыкового соединения (рис. 1). Третья дополнительная ось Z с вращающейся платформой предназначена для позиционирования и фиксации элементов жесткости.

В целях улучшения динамики и минимизации рабочего пространства была выбрана гибридная концепция перемещения лазерного луча относительно обрабатываемой детали. Для того, чтобы гарантировать приемлемые для CO_2 -лазера параметры излучения в рабочем пространстве $1 \times 3 \times 10$ м, использовались специальные, согласованные с данным конкретным лазером телескопы. Для достижения наибольшей гибкости при перемещении по продольной оси установки предусмотрены механически разъединяемые параллельные оси. Это позволило реализовать относительное движение между лучом лазера и обрабатываемой деталью, которое осуществляется за счет перемещения Y -моста по оси X , самостоятельного перемещения стола по оси X или одновременного противоположного перемещения Y -моста и X -стола по оси X . В конструкции предусмотрены порталная установка с перемещаемой оптикой и дополнительный перемещаемый стол для позиционирования деталей; улучшены параметры ускорения движения деталей, сокращена занимаемая площадь и незначительно изменен путь луча при сварке CO_2 -лазером. Две оптические системы и гибкая установочная техника

могут самостоятельно или синхронно перемещаться в рабочем пространстве по практически любой 3D траектории с допусками относительно позиционирования меньше 0,05 мм.

В дальнейшем планируется оснастить установку четвертой осью Z , несущей поворотно-вращающуюся фрезерную головку для дополнительной обработки сварного шва.

Оценка качества интегральных элементов фюзеляжа самолета, испытывающего комплексные нагрузки, производится с учетом статических нагрузок, усталостных критериев и критериев допусков на повреждение.

Основные исследования свойств стыковых соединений, полученных методом лазерной сварки, проводились со сплавами бххх-ряда. Качественные характеристики сварных деталей определяются, как правило, в месте стыка.

Прочность при растяжении соединений «обшивки–обшивка», сваренных с помощью лазера, составляет по сравнению с основным термически упрочненным металлом (Т6) ~ 75 % и может быть увеличена примерно на 17 % за счет дополнительной термообработки. Особенно заметно растет предел текучести при термообработке наплавленного металла (рис. 2).

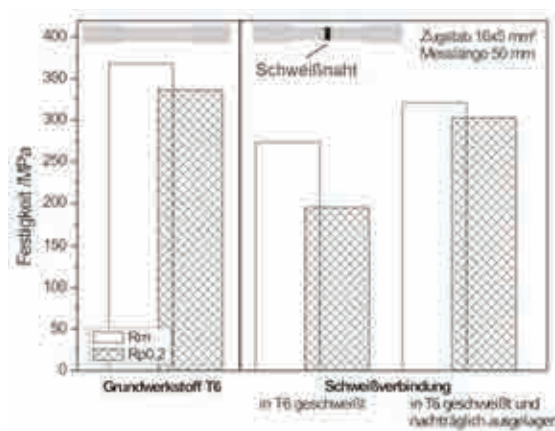


Рис. 2. Статические прочностные характеристики соединений «обшивки–обшивка», полученных методом лазерной сварки

Исследования предела выносливости были сконцентрированы на определении диапазона усталостной прочности. Допустимые числа нагрузочных циклов для соединений «обшивка–обшивка», сваренных с помощью лазера без дополнительной термообработки, составляют примерно 10^5 частоты изменения нагрузки при пульсирующем нагружении ($R = 0,1$) с максимальным поверхностным напряжением 200 МПа, что почти вдвое превышает расчетную нагрузку на обшивку. Это означает, что соединения, изготовленные методом лазерной сварки, применительно к обычным полетным циклам обладают хорошей усталостной прочностью.

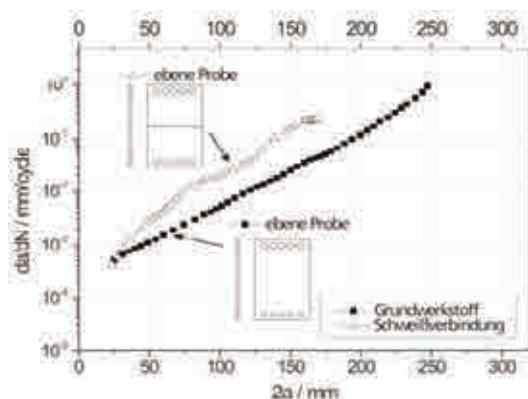


Рис. 3. Характер распределения трещин в соединениях «обшивка–обшивка», сваренных с помощью лазера

В противоположность этому исследованию характера распространения трещин (напряжение обшивки 90 МПа, $R = 0,1$) показали, что скорость образования трещин в стыковых соединениях «обшивка–обшивка» гораздо выше, чем в основном металле (Т6) (рис. 3).

Стыковые соединения «стрингер–обшивка» с улучшенными качествами, полученные методом лазерной сварки

Лазерная сварка в настоящее время успешно применяется при изготовлении стыковых соединений «стрингер–обшивка» нижней части фюзеляжа аэробусов А318, А340-600 и А380. Наряду с прочностными

характеристиками таких соединений большой интерес представляет их поведение при перегрузках или отказах совместно с компанией Airbus был сконструирован новый Y-стрингер, который приваривается к листам обшивки с двух концов. Для оценки поведения соединений «стрингер–обшивка» при деформации использовалось специальное гибочное приспособление с опорными роликами. В зависимости от расположения роликов можно подвергать головную часть стрингеров испытаниям как на растяжение, так и на сжатие. Таким образом можно обнаружить встречающиеся в листах обшивки нижней части фюзеляжа утолщения и оценить их влияние на приваренный стрингер. Сравнение прошедшего тестовые испытания Y-стрингера с обычным L-стрингером наглядно показывает, что при сжимающих нагрузках он обладает гораздо большей пластичностью (рис. 4).

Препятствием для широкого использования легких и экономичных интегральных конструкций обшивки верхней части фюзеляжа, полученных методом лазерной сварки, являются неблагоприятные по сравнению с технологией клепки параметры допусков на повреждения. В сваренных интегральных структурах верхней части фюзеляжа, испытывающих в основном продольные растягивающие нагрузки, объемные трещины могут распространяться непосредственно от листов обшивки в элементы жесткос-

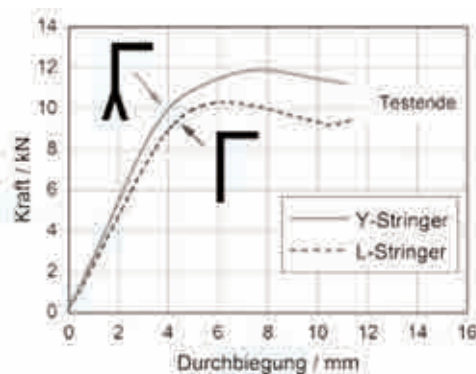


Рис. 4. Деформация при изгибе L-стрингеров и Y-стрингеров

ти – стрингеры. Перед разработчиками новых технологий стоит задача затормозить или предотвратить распространение трещин в стрингеры за счет их соответствующей конструкции и оптимального дизайна сварного шва. При тестовых испытаниях проверялась возможность выхода из строя Y-стрингера из-за образовавшейся под воздействием пульсирующих растягивающих нагрузок (макс. напряжение обшивки 90 МПа, $R = 0,1$) трещины. Были взяты образцы продольно приваренного стрингера с трещиной с одной стороны. Кроме того, испытаниям подвергался также Y-стрингер с расположенными на определенном расстоянии друг от друга выемками в сварном шве (Mouse holes). Длина таких выемок равнялась длине сегментов сварного шва, и располагались они на обоих концах Y-стрингера со смещением на длину выемки. Оценочным масштабом в ходе испытаний служила достигаемая длина трещины листа обшивки a_{Str} . На рис. 5 показана зависимость длины трещины листа обшивки от типа применяемого стрингера. Обычно характеристики L- и Y-стрингеров без выемок при повреждении почти не отличаются друг от друга: при подходе к стрингеру основная трещина разветвляется и переходит на стрингер; а Y-стрингеры с выемками (Mouse holes) при испытании на отказ показали гораздо лучшие результаты. При подходе основной трещины к передней полке стрингера

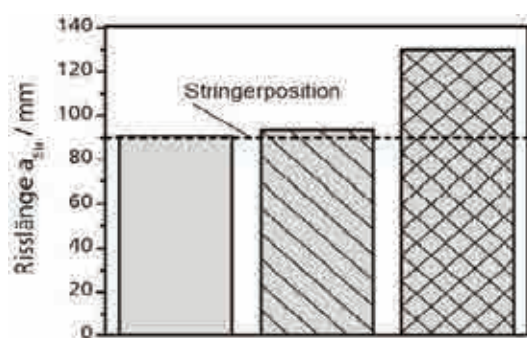


Рис. 5. Критическая для различных видов стрингеров длина трещины, приводящей к разрушению

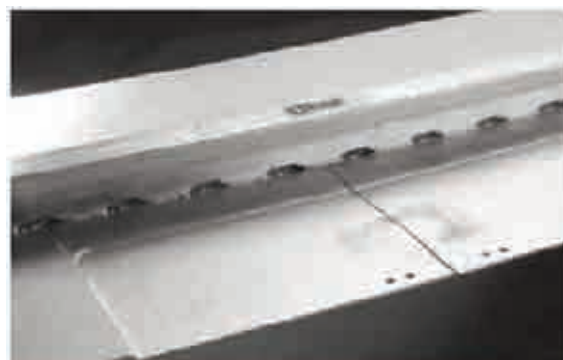


Рис. 6. Испытательный образец Y-стрингера с выемками (Mouse holes)

(рис. 6) в точке между сварным швом и листом обшивки происходит хрупкое разрушение. Основная трещина проходит под стрингером насквозь и выходит через выемки, расположенные со смещением на задней полке стрингера. Повреждение стрингера в этом случае происходит только вследствие образования и распространения вторичной трещины в выемке. Испытания подтверждают, что разрушение сварного шва, обусловленное особой геометрией стрингера с выемками Mouse holes, а также оптимальные прочностные и деформационные характеристики наплавленного металла приводят к значительному снижению числа допускаемых повреждений в сварных соединениях «стрингер–обшивка».

Стыковые соединения «шпангоут (монтажный зажим)–обшивка», полученные методом лазерной сварки

Сборка шпангоутов и монтажных зажимов, обеспечивающих объемную устойчивость фюзеляжа, в авиастроении осуществляется клепкой, что приводит к высоким расходам средств и времени. В настоящее время ведется активная работа по широкому внедрению лазерной сварки в производство соединений «монтажный зажим–обшивка». С этой целью разрабатывается новая позиционирующая и зажимная техника. Создана опытная установка (рис. 7), которая производит забор монтажных зажимов из магазина и их последующую установку на листах



**Рис. 7. Опытная установка
для автоматизированной сварки
монтажных зажимов**

обшивки. Монтажные зажимы должны быть установлены на листах обшивки точно в месте сварки. Определение точек касания производится с помощью триангуляционных сенсоров, которые посылают сигналы в блок управления, в качестве оценочных алгоритмов используются угловые точки сварочного цоколя. Ориентирование монтажного зажима по отношению к соседним стрингерам осуществляется с помощью сенсоров для измерения расстояния. Таким образом, позиционирование монтажного зажима производится с учетом общих результатов измерений, произведенных отдельными сенсорами. Необходимое для сварки прижимное усилие обеспечивается пневматическим устройством. Ориентация сварочной оптики также осуществляется с помощью сенсоров. Для этого в сварочную головку вмонтирован второй сенсор для измерения расстояния. Это позволяет направлять луч лазера точно в место сварки. Необходи-



**Рис. 8. Листы обшивки с приваренными
стрингерами и монтажными зажимами**

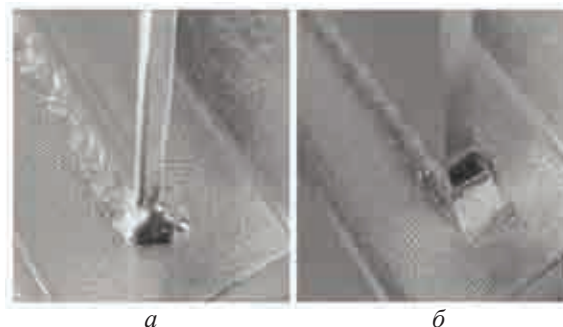
мый для сварки присадочный материал крепится к монтажному зажиму еще на подготовительной стадии. Технологический газ подается через щелевые сопла, интегрированные в контактные колодки. Газ устремляется вдоль зажима вертикально вниз и обеспечивает таким образом защиту сварочной ванны от окружающей среды.

Созданная установка прошла демонстрационные испытания, в ходе которых производилась сварка монтажных зажимов и оснащенных стрингерами листов обшивки (рис. 8). На рис. 9 представлены геометрия и расположение сварного шва.



**Рис. 9. Поперечное сечение лазерного сварного
соединения «монтажный зажим-обшивка»**

Локальное приложение нагрузки в месте сопряжения монтажного зажима с обшивкой и критические для усталостной прочности напряжения, возникающие за счет внутреннего давления, циклов взлета и посадки и т.д., требуют тщательных расчетов допустимой нагрузки на сварные соединения «монтажный зажим-обшивка». Решение данной задачи осуществляется по двум основным направлениям: разработка общего



**Рис. 10. Локальная обработка фрезерованием
начала сварного шва:
а – необработанный шов; б – обработанный**

дизайна соединения «монтажный зажим–обшивка–сварочный цоколь» с целевой установкой на разгрузку начала сварного шва; последующая обработка сварного шва фрезерованием для снижения остаточных напряжений в шве (рис. 10). Фрезерование производится с помощью дополнительной фрезерной головки, интегрированной в установку для лазерной сварки.

Способы повышения устойчивости к повреждениям соединений «обшивка–обшивка», сваренных лазером

Основным препятствием для широкого применения интегральных структур, полученных с использованием лазерной сварки, являются высокие по сравнению с обычными методами сборки значения допусков на повреждения. Прочностные характеристики сваренных с помощью лазера соединений «обшивка–обшивка» по статическим нагрузкам, распространению трещин, остаточной прочности в основном показывают значения, которые ниже значений основного металла. Для успешного внедрения в производство полностью сварных интегральных конструкций, включающих соединения «обшивка–обшивка», требуется улучшение прочностных характеристик таких соединений и повышение их устойчивости к повреждениям. Для этого необходимо:

- снизить напряжение в зоне сварного шва и тем самым повысить предельно допускаемые статические нагрузки и интенсивность напряжения при наличии трещин в наплавленном металле;

- изменить прохождение сварного шва с целью уменьшить скорости распространения трещины.

Проведенные исследования показали, что скорость распространения трещин можно снизить за счет увеличения толщины металла в зоне сварного шва. Например, увеличение толщины испытательных образцов с 1,6 до 3,2 мм позволило при одинаковых внеш-

них нагрузках снизить скорость распространения трещины в стыковом соединении, изготовленном методом лазерной сварки из прошедшего термообработку сплава Т6, до уровня ниже, чем скорость распространения трещины в основном металле.

Сочетание таких действий, как утолщение металла в зоне сварного шва и придание ему синусоидальной формы, позволяет отклонить трещину в основной металл и еще больше снизить скорость распространения трещин. Таким образом, в ходе испытаний была доказана принципиальная возможность снижения скорости распространения трещин в сварных стыковых соединениях до уровня ниже скорости распространения трещин в основном металле.

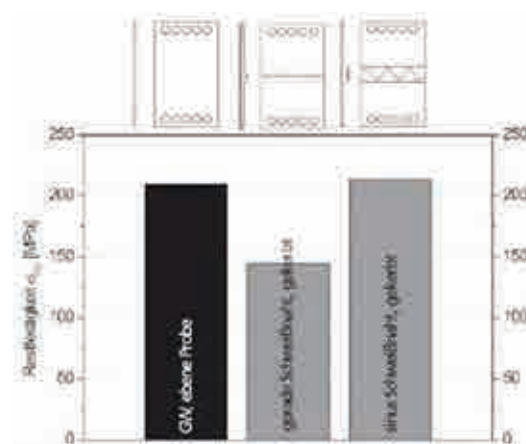


Рис. 11. Остаточная прочность стыковых соединений с трещинами в сравнении с основным металлом

Испытания на остаточную прочность подтвердили, что вышеприведенные методы и здесь дают хорошие результаты. На рис. 11 на примере стыкового соединения, сваренного с помощью лазера, показано, что комбинация синусоидального сварного шва и цоколя (утолщение) в зоне шва позволяет свести значения остаточной прочности такого соединения к значениям ее основного металла.

Итак, лазерная сварка металлических структур фюзеляжа позволяет значительно снизить их массу и затраты на производство.

ФОРМИРОВАНИЕ ЭНЕРГЕТИЧЕСКОГО СОСТОЯНИЯ ПОВЕРХНОСТИ КОНСТРУКЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ ПРИ ВАКУУМНОЙ ИОННО-ПЛАЗМЕННОЙ ОБРАБОТКЕ

*А.А.Ильин, академик РАН (“МАТИ” – РГТУ им. К.Э. Циолковского),
В.В.Плихунов, канд. техн. наук, Л.М.Петров, докт. техн. наук
(ОАО “Национальный институт авиационных технологий”)*

Рассмотрены этапы формирования энергетического состояния поверхности конструкционных материалов при вакуумной ионно-плазменной обработке. Для оценки уровня реакционной способности поверхности используется анализатор энергетического состояния поверхности.

Ключевые слова: энергетическое состояние поверхности, приведенный поверхностный потенциал, вакуумная ионно-плазменная обработка.

GENERATION OF THE ENERGY STATE OF THE SURFACE OF STRUCTURAL MATERIALS UNDER VACUUM ION-PLASMA PROCESSING. *A.A.Ilyin, Academician of RAS,
V.V.Plikhunov, Cand.Techn.Sc, L.M.Petrov, Dr.Techn.Sc.*

Stages of generation of the energy state of the surface of structural materials under vacuum ion-plasma processing are considered. An energy state analyzer is used to evaluate the level of the surface reactivity.

Keywords: energy state of surface, reduced surface potential, vacuum ion-plasma processing.

Важную роль при формировании любых видов покрытий играет энергетическое состояние поверхности обрабатываемой детали, определяющее реакционную способность поверхности к взаимодействию с внешней средой. В результате этого взаимодействия формируются свойства покрытий, которые являются предметом исследований специалистов, работающих в области создания эффективных функциональных покрытий для конструкционных материалов.

Параметром, характеризующим энергетическое состояние поверхности, является «работа выхода» ϕ (работа по удалению электрона с поверхности) [1], [2]. Один из способов определения величины ϕ – способ

контактной разницы потенциалов (КРП), в основе которого лежит измерение разности потенциалов при электрическом контакте двух однородных, но разных по составу проводников A и B с работами выхода соответственно ϕ_A и ϕ_B . При одинаковых температурах проводников их контактная разность потенциалов [1]

$$V_{AB} = \phi_B - \phi_A. \quad (1)$$

Поверхности подавляющего большинства проводников неоднородные. В этом случае при отсутствии внешнего поля вводится понятие «средней работы выхода» для «пятнистой» поверхности [1]

$$\bar{\phi}_A = \sum_{i=1, I} K_i \phi_i, \quad (2)$$

где I – количество пятен на исследуемом участке поверхности площадью F ; ϕ_i – работа выхода i -го пятна площадью f_i ; K_i – коэффициент, определяющий долю поверхности исследуемого участка, занятого i -м пятном, $K_i = f_i/F$.

Выражение (1) примет вид:

$$\bar{V}_{AB} = \bar{\phi}_B - \bar{\phi}_A, \quad (3)$$

где $\bar{V}_{AB}$ – среднее значение контактной разности потенциалов между кусочно-однородными проводниками A и B .

Понятия «средней работы выхода» и «средней контактной разности потенциалов» могут быть использованы для оценки энергетического состояния поверхности реальных конструкционных материалов, при технологической обработке которых происходит не только структурное изменение поверхности, но и ее комплексное загрязнение, состоящее из «оксидов, образующихся при термической и механической обработке, а также в результате коррозии на воздухе; щелочных соединений и солей, остающихся после обезжиривания и химического травления; многочисленных органических соединений, являющихся остатками охлаждающих жидкостей, полировальных паст, органических растворителей» [3].

Сложные физико-химические процессы, происходящие на поверхности обрабатываемой детали, формируют реально существующий потенциал этой поверхности, который можно интерпретировать как среднюю работу выхода для неоднородного проводника. При контакте детали со специальным датчиком возникает контактная разность потенциалов, которая может быть измерена. Следовательно, может быть определено энергетическое состояние исследуемой поверхности. В общем случае, измеренное значение КРП носит относительный характер и определяется способом технической реализации метода измерения, материалом и геометрией измерительного датчика, атмосферными условиями (в первую очередь,

давлением, влажностью и температурой). Если измерения проводятся в одинаковых условиях, то по полученным значениям КРП можно проводить сравнение энергетического состояния поверхности детали после различных технологических и атмосферных воздействий.

В «Национальном институте авиационных технологий» (НИАТ) разработан метод неразрушающего контроля энергетического состояния поверхности конструкционных материалов. Метод включает в себя:

- способ измерения;
- устройство для измерения;
- методику работы с устройством измерения;
- методику оценки результатов измерений.

В качестве способа измерения в методе использован способ измерения контактной разности потенциалов двух контактирующих проводников, один из которых – исследуемый объект, а другой – измерительный датчик. Способ реализован с помощью специального устройства – анализатора энергетического состояния поверхности (АЭСП), позволяющего в автоматическом режиме проводить измерения относительных значений КРП. Методика работы с АЭСП и методика оценки результатов измерений позволяют судить об энергетическом состоянии и различных параметрах качества исследуемой поверхности.

В дальнейшем значение КРП, измеренное с помощью АЭСП, будем называть приведенным поверхностным потенциалом (ППП) исследуемой части поверхности детали (образца), подчеркивая относительный характер значения КРП и его зависимость от технических особенностей конструкции АЭСП.

Метод неразрушающего контроля энергетического состояния поверхности в настоящее время используется в технологической практике НИАТ по следующим направлениям:

- оценка энергетического состояния поверхности деталей при их изготовлении (механообработка, сварка, термообработка);
- оценка энергетического состояния поверхности при использовании различных технологий очистки поверхности деталей;
- исследование динамики процессов загрязнения поверхности деталей при их изготовлении и хранении;
- оценка энергетического состояния поверхности деталей на различных этапах вакуумной, ионно-плазменной обработки.

Рассмотрим этапы процесса формирования приведенного поверхностного потенциала при изготовлении деталей (рис. 1).

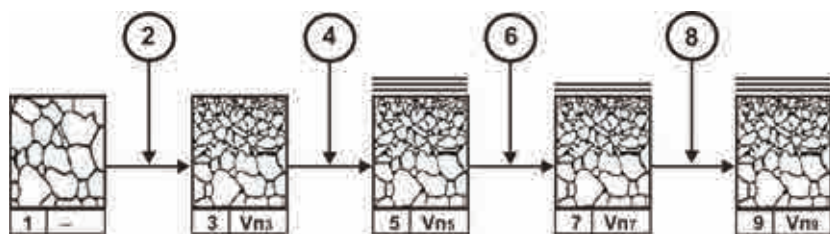


Рис. 1. Этапы процесса формирования приведенного поверхностного потенциала $V_{\text{п}}$ при изготовлении детали

Заготовка будущей детали не имеет конструкторских поверхностей и обладает исходной «внутренней» структурой основного материала 1. В процессе воздействия на заготовку технологического инструмента 2 происходит формирование структурно-измененной «дефектной» поверхности с очень высокой реакционной способностью 3. Время существования поверхности в таком состоянии крайне мало и измерение ППП невозможно. Воздействие технологической атмосферы 4 на высокоактивированную поверхность приводит к формированию «загрязненного» многокомпонентного поверхностного слоя 5, состоящего из различного рода адсорбентов, простых и сложных оксидов и т.п. Изменение ППП будет происходить в течение всего времени обработки (особенно активно в начале обработки), и по ее окончании значение ППП может быть измерено. Проведение различных видов

очистки поверхности после обработки 6, приведет к изменению энергетического состояния поверхности, а измерение ППП позволит сделать вывод о ее реакционной способности 7. Во время хранения готовая деталь будет находиться под воздействием временного и атмосферного факторов 8, в результате чего будет сформирована окончательная структура поверхностного слоя детали 9. Измерение ППП можно проводить на любом этапе хранения и тем самым следить за стабильностью свойств готового изделия.

В НИАТ метод неразрушающего контроля энергетического состояния поверхности получил наибольшее применение при реализации вакуумных ионно-плазменных (ВИП) технологий. Современный уровень развития ВИП технологий позволяет рассматривать их как наиболее перспективные, экологически чистые процессы, создающие сложные

композиции из модифицированных поверхностных слоев и многофункциональных покрытий [4].

Рассмотрим этапы процесса формирования приведенного поверхностного потенциала при ВИП обработке (рис. 2). Как правило, процессы нанесения внутренних покрытий (модифицирование), внешних (конденсация) и комбинированных покрытий [4] являются финишными в технологической цепочке изготовления детали, поэтому будем считать, что деталь, которая поступает на ВИП обработку, взята со склада и ее ППП соответствует состоянию поверхности 9 (см. рис. 1). Проведение различных видов очистки поверхности перед ВИП обработкой 10 изменяет величину ППП и улучшает реакционную способность поверхности детали перед ее размещением в вакуумной камере ВИП установки 11.

Первой технологической процедурой,

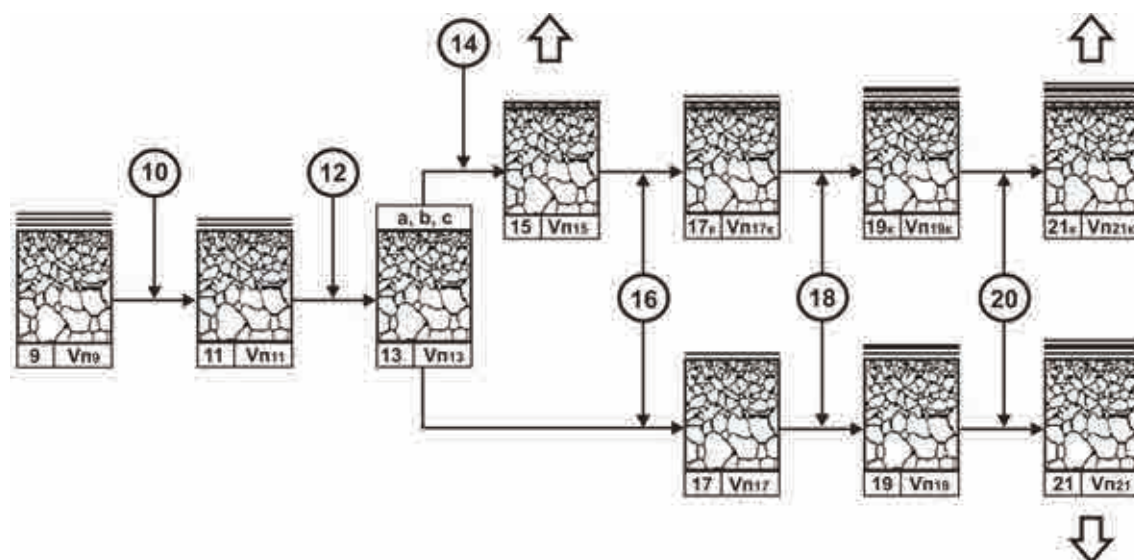


Рис. 2. Этапы процесса формирования приведенного поверхностного потенциала $V_{\text{п}}$ при ВИП обработке

проводимой при ВИП обработке, является ионная очистка поверхности детали – травление поверхности 12 газовой плазмой (часто применяется аргон). В зависимости от энергетического состояния газовой плазмы могут быть получены поверхности с различным значением реакционной способности (13a,b,c). При низком уровне энергии плазмы происходит формирование поверхности с хорошей реакционной способностью и измененной геометрией – шероховатость поверхности после травления меньше, чем в исходном состоянии $Ra_{\text{тр}} < Ra_{\text{исх}}$ (13a). В этом случае можно говорить об «ионно-плазменном полировании» детали, а сама процедура травления газовой плазмой может иметь самостоятельный характер. При среднем уровне энергии плазмы происходит формирование поверхности с повышенной реакционной способностью и $Ra_{\text{тр}} \geq Ra_{\text{исх}}$ (13b). Дальнейшее повышение уровня энергии плазмы приводит к формированию поверхности с высокой реакционной способностью и значительным изменением шероховатости $Ra_{\text{тр}} > Ra_{\text{исх}}$ (13c). Происходит активное растравливание поверхностного слоя детали.

После проведения ионной очистки поверхности воздействие газовой и(или) ме-

таллической плазмой 14 формирует модифицированный слой поверхности детали 15, который также принято называть «внутренним покрытием» [4]. Так как функциональные свойства внутреннего покрытия формируются целенаправленно, в ряде случаев технологическая процедура его создания может быть финишной, и его свойства становятся свойствами поверхности готовой детали.

Воздействие металлической плазмы 16 на поверхности 13 или 15 приводит к формированию барьерного поверхностного слоя 17 или 17к, обеспечивающего активацию адгезионных процессов на следующих этапах ВИП обработки. Следует отметить, что комбинированное покрытие на поверхности 17к является результатом последовательного нанесения внутреннего (модифицирование) и внешнего (конденсация) покрытий на поверхность 13.

Комплекс воздействий 18 многокомпонентной металлической и газовой плазмы на поверхности 17 или 17к формирует на них систему многослойных, многокомпонентных, градиентных покрытий 19 или 19к. Воздействием металлической и газовой плазмы 20, в процессе которого формируется функциональное (многофункциональное)

покрытие 2I или 2Ik, заканчивается процесс формирования поверхности при ВИП обработке. Таким образом, в результате проведения ВИП обработки обеспечивается получение внутренних 15, внешних 2I и комбинированных 2Ik покрытий, обладающих необходимыми свойствами, обеспечивающими работоспособность деталей в различных условиях их эксплуатации.

Уровень современных требований, предъявляемых к функциональным и качественным характеристикам сложных многокомпонентных и многослойных покрытий, обеспечивается применением универсального ВИП оборудования с ЧПУ, позволяющего реализовывать многостадийные и многофакторные технологические процессы в течение одной загрузки вакуумной камеры [5]. При отработке серийной технологии нанесения покрытий и назначении режимов обработки необходимо знание энергетического состояния поверхности, ее реакционной способности на всех этапах обработки. Это приводит к необходимости проведения поэтапной отработки отдельных технологических процедур и соответствующих измерений ППП, которые должны проводиться в специальных атмосферных условиях в течение короткого промежутка времени (до 15 мин) после выемки образца из вакуумной камеры. После определения ППП и назначе-

ния режимов обработки на отдельных этапах формируется единый технологический цикл серийной ВИП обработки, который реализуется на универсальном оборудовании в течение одной загрузки вакуумной камеры.

Представленные этапы изменения энергетического состояния поверхности конструкционных материалов при ВИП обработке и метод определения величины приведенного поверхностного потенциала помогают определить наиболее важные моменты в процессе формирования качества покрытий и назначать мотивированные режимы их нанесения.

ЛИТЕРАТУРА

1. Поверхностные свойства твердых тел / Под ред. М. Грина. М.: Мир, 1972. 432 с.
2. Улиг Г. Коррозия металлов. М.: Металлургия, 1968. 307 с.
3. Сулима А.И., Шулов В.А., Ягодкин Ю.Д. Поверхностный слой и эксплуатационные свойства деталей машин. М.: Машиностроение, 1988. 240 с.
4. Бобров Г.В., Ильин А.А. Нанесение неорганических покрытий. М.: ИнтерметИнжиниринг, 2004. 624 с.
5. Плихунов В.В. Комплексная система формирования технологических процессов вакуумной ионно-плазменной обработки // Авиационная промышленность. 2010. № 2. С. 23–27.

ВЛИЯНИЕ ТЕХНОЛОГИИ ВЫПЛАВКИ И РАСПЫЛЕНИЯ НА СТРУКТУРУ ИЗДЕЛИЯ ИЗ ГРАНУЛИРУЕМОГО ЖАРОПРОЧНОГО НИКЕЛЕВОГО СПЛАВА

А.С.Фурашов, О.Х.Фаткуллин, докт. техн. наук (Московский авиационный институт), В.К.Казёнов, А.К.Щукарев (ОАО “Ступинская металлургическая компания”)

Исследована структура заготовок для распыления из жаропрочного никелевого сплава. Установлено, что заготовки для распыления, полученные ВИП+ВДП, имеют более плотную макроструктуру, равномерную структуру и однородный химический состав.

Ключевые слова: диски ГТД, жаропрочные никелевые сплавы, металлургия гранул.

EFFECT OF MELTING AND SPRAYING TECHNOLOGIES ON THE STRUCTURE OF A GRANULATED HEAT-RESISTANT NICKEL ALLOY PRODUCT. *A.S.Furashov, O.H.Fatkullin, Dr.Techn.Sc, V.K.Kazenov, A.K.Schukarev.*

The structure of blanks for spraying heat-resistant nickel alloy has been investigated. It has been found that blanks for spraying produced by vacuum- induction melting + vacuum-arc melting have a more compact microstructure, uniform structure and uniform chemical composition.

Keywords: gas turbine engine disks, heat-resistant nickel alloys, metallurgy of granules.

При изготовлении высококачественных изделий из жаропрочного никелевого сплава ЭП741НП методом гранульной металлургии исключительно важное значение имеет чистота гранул, то есть отсутствие в их массе любых посторонних включений. Появление этих включений во многом связано с технологией получения электродов для распыления. Неметаллические включения представляют собой частицы неправильной формы шлака, возгонов, оксидных пленок и керамики, соизмеримые по величине с получаемыми гранулами. Инородные включения приводят к снижению механических свойств, в первую очередь усталостных характеристик полуфабрикатов из быстрозакаленных жаропрочных никелевых сплавов [1, 4].

При серийном изготовлении заготовок дисков для авиационных ГТД из гранул быстрозакаленных жаропрочных никелевых сплавов для распыления используют электроды, полученные методом вакуумно-индукционной плавки (ВИП).

Литые заготовки, полученные ВИП, имеют большую усадочную раковину, часто распространяющуюся на всю длину слитка (рис. 1), существенную пористость и содержат повышенное количество неметаллических включений [2].



Рис. 1. Осевая пористость в заготовке для распыления, полученной ВИП

При распылении электрода в установке центробежного распыления наличие значительной внутренней полости приводит к неравномерности ее вращения, биению заготовки о барабаны и прижимные ролики, что, в свою очередь, приводит к повышенному износу и преждевременному выходу из строя барабанов и роликов [2].

Операции рассева и электростатической сепарации гранул существенно снижают количество включений. Однако необходимость в их снижении остается [6].

Чтобы повысить качество электродов для распыления и, в первую очередь, уменьшить количество инородных включений, снизить газосодержание, повысить равномерность и дисперсность литой структуры, а также стойкость деталей установки для распыления (барабанов и прижимных роликов), авторы применили при ВИП фильтрацию металла через пенокерамические фильтры и использовали вакуумно-дуговой рафинирующий переплав электродов, полученных методом ВИП.

Исследования, проведенные на оборудовании ОАО «СМК», позволили оценить влияние вакуумного рафинирования и фильтрации металла при выплавке электродов для распыления на количество неметаллических включений в гранулах (табл. 1), а также прочностные механические свойства получаемых изделий.

Для ВИП использовали вакуумную индукционную печь ИСВ без системы филь-

рации, вакуумную индукционную печь Con-sarc с двойной системой фильтрации; для ВДП – печь ВДУ-52, стенд фильтрации.

Число неметаллических включений определяли с помощью лабораторного сепаратора «Элкор» и также с помощью исследований на микроскопе навесок гранул.

Проведенный анализ однородности химического состава по высоте слитков, полученных ВДП из сплава ЭП741НП, показал, что химический состав их однороден, содержание легирующих элементов колеблется от пробы к пробе в пределах допустимой точности химического анализа.

Содержание кислорода в слитках, полученных ВИП, обычно сильно колеблется от плавки к плавке, зависит от места отбора проб и составляет в среднем 0,005 – 0,008 масс. %. В исследуемых слитках двойного переплава (ВИП+ВДП) содержание кислорода было ниже на 15 – 20 % по сравнению с содержанием кислорода в слитках, полученных ВИП, распределялся он достаточно равномерно и составлял 0,004 – 0,006 масс. %.

Исследования структуры слитков показали, что в отличие от используемых в серийной технологии литых заготовок диаметром 85 мм, полученных ВИП, слитки двойного переплава (ВИП+ВДП) при оптимальных режимах плавки имеют более плотную мелкозернистую макроструктуру (рис. 2). Выбранные параметры ВДП позволяют получать усадочную раковину минимальных размеров, расположенную в головной части, либо вообще слиток без нее. Закрытая фор-

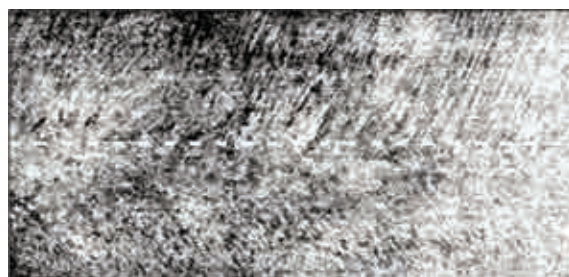


Рис. 2. Структура заготовки для распыления сплава, полученной ВИП с последующим ВДП

Таблица 1

Влияние метода получения электрода и обработки гранул на число неметаллических включений

Фракционный состав, мкм	Метод получения расходуемых электродов	Число включений, шт./кг, после		
		распыления	рассева	сепарации
–200+50	ВИП [6] б/ф	175	107	57
	ВИП + ВДП б/ф	77	49	18
–140+50	ВИП б/ф	110–130	67–84	5–12
	ВИП + ВДП б/ф	55–80	34–46	1–6
	ВИП + ВДП с фильтр.	20–40	8–18	0–3
* б/ф – без фильтрации.				

ма усадочной раковины (наличие «моста») дает возможность проводить механическую обработку заготовок без обрезки головной части. Небольшие размеры раковины позволяют удалить ее после распыления заготовок вместе с технологическим остатком («огарком»).

В отличие от электрода, полученного ВИП, электрод, полученный ВИП+ВДП, в средней части слитка имеет микроструктуру более однородную по сечению (рис. 3). Размеры дендритной ячейки в центральных и периферических областях близки и колеблются в пределах 40–48 и 42–50 мкм соответственно, тогда как в заготовках, полученных ВИП, наблюдается заметная неоднородность по сечению (табл. 2). Более однородная по сечению микроструктура слитка должна обеспечивать более равномерные свойства в изделиях, изготовленных компактированием [5]. Значительной разницы в степени развития междендритных карбидных эвтектик в центральных и периферийных областях слитка ВДП не обнаружено.

Гранулы металла после ВИП+ВДП и распыления содержат неметаллических включений вдвое меньше, чем после ВИП. В свою очередь использование при ВИП+ВДП вакуумной индукционной печи с двойной системой фильтрации позволяет уменьшить содержание неметаллических включений примерно в 4 раза по сравнению

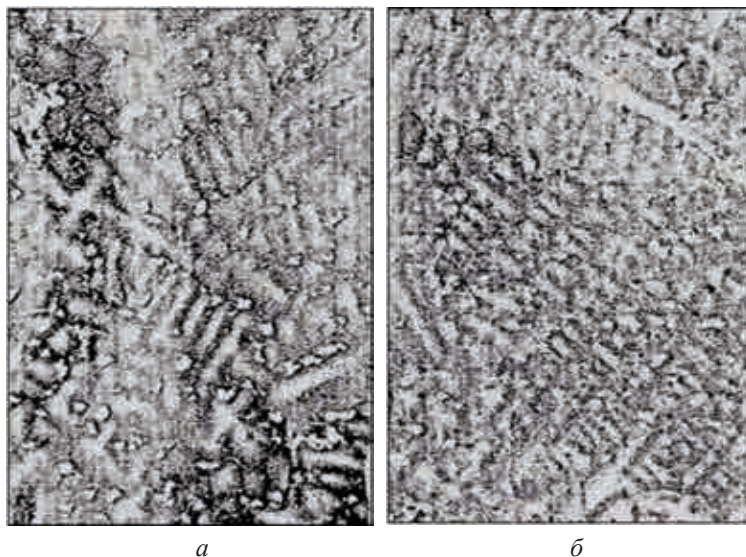


Рис. 3. Микроструктура электрода Ø 85 мм из сплава ЭП741НП, полученного ВИП + ВДП: а – в центре, б – на периферии (×100)

с гранулами, распыленными из электродов, полученных ВИП в печах типа ИСВ, не имеющих фильтров для очистки расплава (рис. 4).

Уменьшение числа неметаллических включений приводит к росту сопротивления малоциклового усталости (МЦУ).

На рис. 5 показано положительное влияние двойной фильтрации при выплавке сплава ЭП741НП и последующего вакуумно-дугового переплава электродов, изготовленных ВИП, на сопротивление малоцикловым нагрузкам. Объем каждой выборки образцов составлял 50 шт. (по одному из каждой плавки).

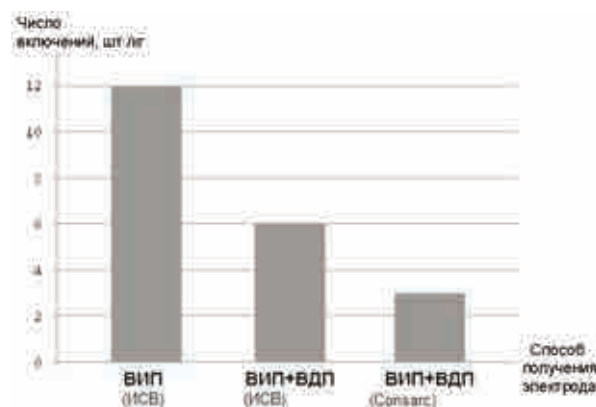


Рис. 4. Зависимость числа неметаллических включений от метода получения заготовок для распыления на фракции –140+50 мкм

Таблица 2

Средний размер дендритного параметра слитков, полученных ВИП и ВИП + ВДП

Способ получения слитков	Место вырезки образца	Дендритный параметр, мкм
ВИП + ВДП	Центр	40–48
	Периферия	41–50
ВИП	Центр	40–47
	Периферия	28–31

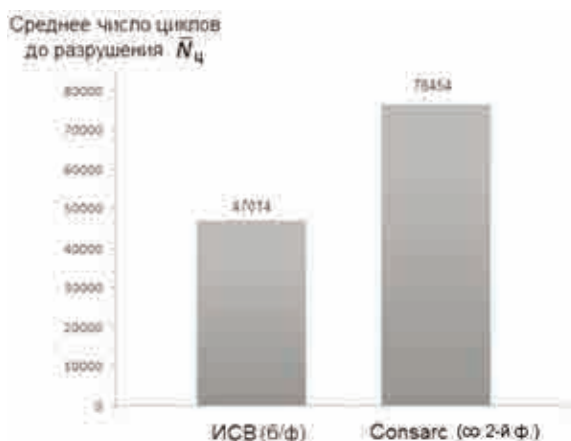


Рис. 5. Влияние фильтрации при вакуумной индукционной плавке на последующую малоцикловую усталость изделий ($T_{исп} = 650\text{ }^{\circ}\text{C}$, $\sigma = 980\text{ МПа}$)

Таким образом, проведенные исследования электродов диаметром 85 мм из сплава ЭП741НП, изготовленных ВИП+ВДП и предназначенных для распыления на гранулы (на установке центробежного распыления), выявили минимальную усадочную раковину закрытой формы в отличие от слитков, изготовленных ВИП, имеющих открытую усадочную раковину, распространяющуюся на всю длину электрода. Эти электроды имеют более плотную и равномерную структуру и однородный химический состав. Микроструктура слитков также однородная по высоте и в поперечном сечении. Степень дендритной ликвации в исследуемых слитках, изготовленных ВИП+ВДП, примерно в два раза ниже по сравнению с материалом ВИП.

Использование процесса ВИП+ВДП повышает на 25% износостойкость деталей установки центробежного распыления (барбанов и роликов) при получении гранул и позволяет увеличить скорость вращения

электрода. Это дает возможность получить более мелкий состав гранул и таким образом уменьшить размер неметаллических включений.

Использование предлагаемой технологии позволяет после отсева и электросепарации получить в 2 раза меньше включений, чем при получении электродов ВИП, а дополнительное использование системы фильтрации при ВИП сокращает число включений еще в 2 раза.

ЛИТЕРАТУРА

1. Фаткуллин О.Х., Ерёменко В.И., Рудницкий Е.Н., Правикова Л.А. В кн.: *Металлургия гранул. Сб. статей, вып. 3.* М.: ВИЛС, 1986. С. 150–157.
2. Шипилов В.С., Морозов В.А., Миронов В.И., Матвеев В.М., Манакова Г.И. В кн.: *Металлургия гранул. Сб. статей, вып. 3.* М.: ВИЛС, 1986. С. 56–58.
3. Рудницкий Е.Н. // *ТЛС.* 1984. № 4. С. 69–75.
4. Сизова Р.Н., Бычкова Ж.А., Вильтер Н.П. В кн.: *Металлургия гранул. Сб. статей, вып. 1.* М.: ВИЛС, 1983. С. 405–412.
5. Белов А.Ф., Аношкин Н.Ф., Фаткуллин О.Х. *Структура и свойства гранулируемых никелевых сплавов.* М.: *Металлургия*, 1984. 128 с.
6. Фаткуллин О.Х., Строганов Г.Б., Ильин А.А., Шульга А.В., Мартынов В.Н. *Металловедение и технология быстрозакаленных сплавов.* Кн. 1. М.: МАИ, 2007. С. 364.
7. Калмыков В.А. и др. *Фильтрационное рафинирование литейных сталей и сплавов.* Л.: ЛДНТП, 1987.
8. Шухстуский Б.Н. // *Проблемы специальной металлургии.* 1987. № 1. С. 70–73.
9. Офицеров А.А., Кононов И.А., Шмарлин А.В. и др. *Повышение чистоты по неметаллическим включениям жаропрочных никелевых сплавов путем фильтрации через пенокерамические фильтры.* В кн.: *Металлургия гранул. Сб. статей, вып. 6.* М.: ВИЛС, 1993. С. 228–234.
10. Аношкин Н.Ф. *Металлургия гранул. Сб. статей вып. 4.* М.: ВИЛС, 1988.

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ВАКУУМНОЙ ЦЕМЕНТАЦИИ КОМПЛЕКСНО-ЛЕГИРОВАННЫХ ТЕПЛОСТОЙКИХ СТАЛЕЙ

М.Ю.Семенов, канд. техн. наук (Академия бюджета и казначейства Министерства финансов РФ), Л.П.Фомина, канд. техн. наук (ФГУП «НПЦ газотурбостроения “Салют”»)

Представлена математическая модель, рекомендуемая для разработки процессов вакуумной цементации. Проведена проверка адекватности экспериментальных и расчетных результатов.

Ключевые слова: вакуумная цементация, цементированный слой, математическая модель.

MATHEMATICAL MODELING OF VACUUM CARBURIZATION OF COMPLEX-ALLOY HOT-WORK STEELS. *M.Yu.Semionov, Cand.Tech.Sc., L.P.Fomina, Cand.Tech.Sc.*

A mathematical model recommended for development of vacuum carburization processes is presented. A check for adequacy of experimental and calculated results has been done.

Keywords: vacuum carburization, carburized layer, mathematical model.

Широкие технологические возможности цементации при пониженном давлении (4–10 гПа), а также совершенство вакуумного оборудования обуславливают целесообразность применения вакуумной цементации для химико-термической обработки авиационных зубчатых колес, изготавливаемых из комплексно-легированных теплоустойчивых сталей типа 16ХЗНВФМБ-Ш. При диффузионном насыщении сталей данного класса формируется развитая карбидная фаза сложного состава. Необходимость обеспечения в приповерхностной области развитой карбидной фазы, протяженность которой должна превышать 0,2 мм (толщину припуска на шлифование после цементации), предопределяет применение циклических вариантов режимов цементации [1]. Циклические режимы вакуумного науглероживания характеризуются различным соотношением продолжительностей многократно чередующихся стадий насыщения и диффузионного выравнивания. Поэтому целесообразно применение расчетной модели для разработки таких процессов. В отличие от

моделей диффузионного насыщения углеродом в твердо-растворной области главную трудность при математическом описании науглероживания с чередованием образования и растворения (полного или частичного) частиц карбидов представляет многоуровневый характер задачи. Наряду с описанием процессов массопереноса углерода из активной среды и его диффузионным перераспределением на глубину слоя на макроскопическом уровне, требуется моделирование на микроуровне образования и растворения карбидных частиц. Необходимость определения теоретических подходов к решению рассматриваемой задачи требует детального анализа состава и структуры диффузионных слоев теплоустойчивых сталей, подвергнутых вакуумной цементации.

Методика проведения исследований. Науглероживание образцов проводили одновременно с обработкой серийных зубчатых колес на промышленной вакуумной установке в автоматизированном режиме при температуре $940 \pm 10^\circ\text{C}$ в газовой среде ацетилена и водорода при пониженном

давлении 4–10 ГПа. Газовую среду в реакционную камеру подавали по циклическому режиму, чередуя стадии насыщения и диффузионные стадии при выключенной подаче газовой среды.

Использовали образцы $\varnothing 50 \times 15$ мм и зубчатые сегменты различных типоразмеров из стали 16ХЗНВФМБ-Ш, применяемые в заводской практике в качестве контрольных. После диффузионного насыщения, высокоотпуска и окончательной термической обработки исследовалась структура, химический и фазовый состав цементированного слоя. Объектами служили микрошлифы, которые изготавливали из образцов и зубчатых сегментов по традиционной методике.

Металлографический анализ структуры цементированного слоя проводили с помощью оптического микроскопа Olympus GX51, оснащенного фотокамерой. Металлографически измеряли эффективную толщину цементированного слоя и карбидную зону, имеющую высокую плотность частиц избыточной фазы. Кроме того, эффективную толщину слоя определяли по концентрационной кривой углерода (до 0,40 %) и уточняли по данным послойного измерения микротвердости по Виккерсу на приборе Duramin.

Химический состав диффузионного слоя (общее содержание углерода) определяли спектральным методом на оптико-эмиссионном анализаторе QSH-750 фирмы OBLF. Насыщенность слоя оценивали по концентрационным кривым, полученным послойным анализом. Количественный анализ структур проводился на оптическом микроскопе и с помощью специальной программы анализа видеоизображений Siams.

Результаты исследований. Цементированный слой теплостойкой комплексно легированной стали 16ХЗНВФМБ-Ш состоит из мартенсита и частиц избыточной карбидной фазы (рис. 1). Карбидная фаза представляет собой легированный цементит и

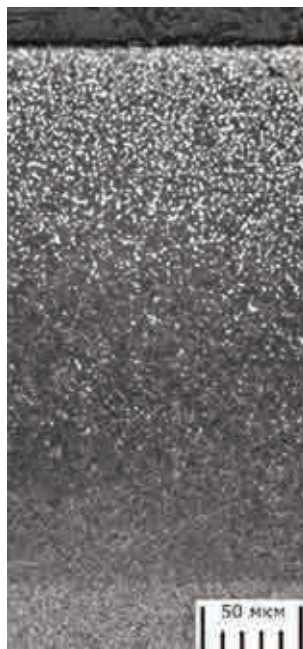


Рис. 1. Микроструктура приповерхностного слоя стали 16ХЗНВФМБ-Ш после вакуумной цементации

специальные карбиды (на основе карбидов хрома – Me_7C_3 , Me_{23}C_6 , а также карбиды VC и NbC) [1–3].

Карбиды цементитного типа имеют вид белых глобулярных включений, в основном сферической формы. Их размер (1–3 мкм) и объемная доля максимальны на поверхности и уменьшаются по мере удаления от нее.

Специальные карбиды имеют вид белых, более дисперсных точек (менее 0,5–1,0 мкм). Объемная доля таких карбидов невелика. На расстоянии 0,3 мм от поверхности, то есть за пределами активной карбидной зоны, хромистые карбиды составляют 3,0–3,5 %, карбиды VC и NbC – около 0,2 %. В результате в карбидной фазе сосредоточивается основное количество карбидообразующих элементов: 60–85 % хрома, 70–90 % вольфрама и 70–90 % ванадия. Переход легирующих элементов в карбидную фазу сопровождается обеднением ими твердого раствора. Эта тенденция проявляется тем сильнее, чем больше общая доля карбидной фазы.

Результаты экспериментальных исследований показали, что в процессе вакуумной цементации при увеличении суммарной продолжительности стадий насыщения возрастает как доля карбидной фазы в слое, так и размер ее частиц. Отмечена практически пропорциональная зависимость размера частиц и доли избыточной фазы. Это позволяет принять, в первом приближении,

количество частиц карбидов постоянным.

Экспериментально установленные закономерности позволили сделать следующие выводы:

1. Развитая карбидная фаза цементитного типа (с частицами размером более 1 мкм) образуется по механизму внутреннего науглероживания I рода [4] при цементации стали, содержащей достаточное количество хрома. Образование хромистого цементита идет с большим энергетическим выигрышем по сравнению с образованием нелегированного цементита. Поэтому в теплостойкой стали карбидная фаза начинает образовываться при концентрациях, несколько меньших, чем предельная растворимость углерода в аустените при данной температуре. Таким образом, при наличии хрома существует область концентраций углерода, при которых наряду со стабильным аустенитом сосуществуют зарождающиеся и растущие частицы легированного цементита. Это вызывает формирование достаточно протяженной двухфазной зоны.

2. Рост избыточной фазы цементитного типа происходит под контролем диффузионного массопереноса углерода в микрообъеме вокруг растущей частицы карбида.

3. Частицы цементита зарождаются, по преимуществу, на ранних стадиях образования карбидов данного типа, поэтому можно принять для расчета количество частиц цементита постоянным.

4. Глобулярную форму частиц цементита допустимо считать близкой к сферической.

5. Карбиды иных карбидообразующих элементов (мелкодисперсные частицы размером менее 0,5 мкм) образуются по механизму внутреннего науглероживания II рода [4], то есть без участия железа. Образование таких карбидов возможно при значительно меньших концентрациях углерода, чем у легированного цементита. Такие карбиды весьма стабильны и при понижении концентрации углерода насыщаемого слоя в

ходе стадий диффузионного выравнивания не растворяются. Поэтому концентрацию углерода, связанного в карбиды сильных карбидообразующих элементов, можно считать постоянной во время рассматриваемого процесса, следовательно она не влияет на результаты расчетов.

Принятые положения физической модели дают возможность математически описать процесс роста частиц.

Рост частиц новой фазы под контролем диффузии углерода и хрома может быть описан следующим соотношением массового баланса, отражающим равенство количества углерода, переносимого в растущую частицу, количеству углерода, отводимому из аустенита:

$$(C_{\text{C}}^{\text{пов } \gamma} - C_{\text{C}}^{\text{пов } k}) \frac{d\rho}{d\tau} = \left[D_{\text{C}}^k \frac{\partial C_{\text{C}}^k}{\partial r} - D_{\text{C}}^{\gamma} \frac{\partial C_{\text{C}}^{\gamma}}{\partial r} \right]_{r=\rho}, \quad (1)$$

где C_{C}^{γ} и C_{C}^k – концентрация углерода в аустените и карбиде соответственно; $C_{\text{C}}^{\text{пов } \gamma}$ и $C_{\text{C}}^{\text{пов } k}$ – концентрация углерода на границе раздела фаз со стороны аустенита и карбида соответственно (можно считать, что $C_{\text{C}}^{\text{пов } k} = C_{\text{C}}^k = \text{const}$); D_{C}^{γ} и D_{C}^k – коэффициенты диффузии углерода в аустените и карбиде, соответственно (допустимо считать, что $D_{\text{C}}^k = 0$); τ – время; ρ – расстояние границы раздела фаз от центра частицы; r – расстояние от центра частицы.

На рис. 2 представлена схема распределения концентраций углерода и хрома в окрестности растущей частицы.

После преобразований, аналогичных предложенным в работе [5], выражение (1) примет вид

$$\frac{\partial \rho}{\partial \tau} = \frac{D_{\text{C}}^{\gamma}}{\rho} \frac{C_{\text{C}}^{\text{пов } \gamma} - C_{\text{C}}^{\gamma}}{C_{\text{C}}^{\text{пов } \gamma} - C_{\text{C}}^k}. \quad (2)$$

Необходимо отметить, что на значение коэффициента диффузии углерода в сплавах на основе железа значительное влияние оказывает легирование. Эффект влияния карби-

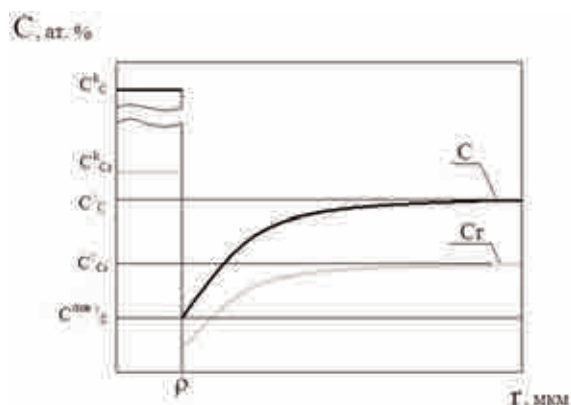


Рис. 2. Схема распределения концентраций углерода и хрома вблизи растущей частицы легированного хромом цементита

дообразующих элементов в тройных системах на основе железа и углерода на диффузионные процессы изучен в работе [6]. Влияние хрома на диффузионные процессы в окрестности растущей частицы избыточной фазы связано с наличием значительного массопереноса этого легирующего элемента в карбид, обусловленного его большей активностью, нежели активность элемента матрицы – железа. Внутри карбида концентрация хрома достигает 6 % (в среднем), что вдвое выше исходного содержания этого легирующего элемента в изучаемой стали [3]. Наблюдается весьма мощный поток атомов легирующего элемента в сторону частицы карбида (см. рис. 2). В этом случае взаимное влияние хрома и углерода приводит к уменьшению скорости диффузионного потока углерода к частице цементита и, как следствие, к замедлению ее роста. Это требуется учитывать при установлении значения величины D_c^y в выражении (2).

На макроуровне процесс диффузионного перераспределения углерода по глубине сечения образца, с учетом стока в зарождающиеся и растущие карбидные частицы (и обратно при их растворении), описывается соотношением

$$\frac{\partial C_c^y}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial x} \left(D_c^y \frac{\partial C_c^y}{\partial x} \right) - \frac{\partial C_c^{\text{карб}}}{\partial \tau}, \quad (3)$$

где x – расстояние от поверхности; $C_c^{\text{карб}}$ –

суммарная концентрация углерода в карбидной фазе, определяемая как произведение среднего количества частиц карбидов, объема усредненной частицы, зависящего от рассчитываемого по формуле (2) размера, и содержания углерода в избыточной фазе.

В качестве граничного условия на стадии насыщения применяется выражение потока углерода из технологической среды. Поток насыщающего элемента пропорционален разности углеродного потенциала среды и концентрации углерода на поверхности, а также коэффициенту массопереноса, характеризующему скорость перехода атомов углерода из атмосферы в металл.

На диффузионной стадии граничное условие определяется наличием непроницаемой границы раздела науглероживающей атмосферы и насыщаемого металла. Поэтому поток углерода на диффузионной стадии равен нулю и суммарное количество углерода в металле или интеграл от концентрационной кривой углерода остается постоянным.

С учетом изложенного приняты граничные и начальные условия

$$C_c^y(x=0, \tau=0) = C_c^y(x=\infty) = C_c^0; \quad (4)$$

на стадии насыщения

$$-D_c^y \frac{\partial C_c^y(x=0)}{\partial x} = J_c(\tau) = \beta_c [\pi_c - C_c^y(x=0)], \quad (4,а)$$

на диффузионной стадии

$$J_c(\tau) = 0 \text{ и } \int_0^\infty C_c^y dx = \text{const}, \quad (4,б)$$

где C_c^0 – исходная концентрация углерода в стали; $J_c = J_c(\tau)$ – изменяющийся в ходе процесса поток углерода через поверхность раздела фаз; π_c и β_c – значения углеродного потенциала и коэффициента массопереноса, характеризующие свойства насыщающей атмосферы.

Насыщению поверхности обрабатываемой детали углеродом из активной атмосферы препятствует растущая карбидная фаза.

Поэтому

$$\beta_c = \beta_c^0(1 - K_c), \quad (5)$$

где β_c^0 – коэффициент массопереноса, соответствующий твердорастворной фазе; K_c – доля карбидной фазы, определяемая исходя из рассчитываемой концентрации углерода.

Коэффициент диффузии углерода в выражении (3) учитывает легирование стали через коэффициенты активности, приведенные в работе [7]. Принятые в настоящей модели параметрические выражения углеродного потенциала и коэффициента массопереноса определены авторами из экспериментальных концентрационных кривых углерода, соответствующих различной продолжительности процесса вакуумной цементации.

Для расчета по предложенной математической модели, включающей в себя соотношения (2) и (3) для роста и растворения частиц, граничные и начальные условия (4), (4,а) и (4,б), а также соотношение (5), применили явную разностную схему. Соотношения математической модели формализовали на языке программирования Object Pascal. Разработанная программа дает возможность рассчитывать концентрационные кривые углерода в зависимости от температуры и продолжительности процесса вакуумной цементации, а также соотношения стадий активного насыщения и диффузионного выравнивания $\Sigma\tau_n : \Sigma\tau_b$.

Была проведена проверка адекватности модели путем сравнения расчетных концентрационных кривых с соответствующими экспериментальными данными. В качестве экспериментальных значений использовали результаты, полученные при определении концентрационных кривых углерода после трехкратного повторения процесса вакуумной цементации на глубину слоя 1,0–1,3 мм. Образцы насыщали при постоянном общем времени цементации и соотношении

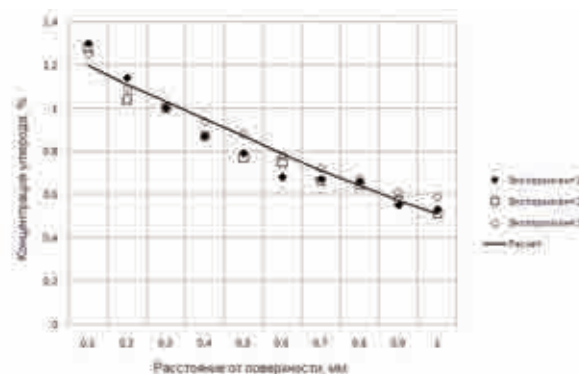


Рис. 3. Распределение концентрации углерода по глубине цементированного слоя на образцах из стали 16ХЗНВФМБ-Ш

ях стадий активного насыщения и диффузионного выравнивания $\Sigma\tau_n : \Sigma\tau_b = 1:5$ (рис. 3). Результаты работы показали вполне удовлетворительную сходимость расчетных значений с результатами экспериментов, расхождение не превышает 0,1 %. Поэтому предлагаемая математическая модель может быть использована на практике для разработки режимов вакуумной цементации.

ЛИТЕРАТУРА

1. Рыжов Н.М., Смирнов А.Е., Фахуртдинов Р.С. Особенности вакуумной цементации в ацетилене теплостойкой стали // МиТОМ. 2004. № 6. С. 10–15.
2. Елисеев Ю.С., Крымов В.В., Нежурин И.П. и др. Производство зубчатых колес газотурбинных двигателей. М.: Высшая школа, 2001. 493 с.
3. Семенов М.Ю. Разработка метода расчета режимов ионной нитроцементации, обеспечивающих заданный химический и фазовый состав диффузионного слоя легированных сталей: Дисс. ... канд. техн. наук. М., 1999. 232 с.
4. Лахтин Ю.М., Коган Я.Д., Шпис Г.-И. и др. Теория и технология азотирования. М.: Металлургия, 1991. 320 с.
5. Любов Б.Я. Кинетическая теория фазовых превращений. М.: Металлургия, 1969. 264 с.
6. Щербединский Г.В., Кондратченко Л.А. Диффузионный рост фаз в трехкомпонентных системах при наличии взаимного влияния элементов // Защитные покрытия на металлах: Сб. науч. тр. Киев: Наукова думка, 1971. Вып. 4. С. 27–37.
7. Могутов Б.М., Томили И.А., Шварцман Л.А. Термодинамика сплавов железа. М.: Металлургия, 1984. 206 с.

ПРИМЕНЕНИЕ РЕГРЕССИОННЫХ МОДЕЛЕЙ ПРИ ПАРАМЕТРИЧЕСКОЙ ДИАГНОСТИКЕ И КОНТРОЛЕ ТЕХНИЧЕСКОГО СОСТОЯНИЯ АВИАЦИОННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

*Н.С.Мельникова, канд. техн. наук, Г.В.Добрянский, докт. техн. наук
(ФГУП «НПЦ газотурбостроения “Салют”»)*

Предложены регрессионные зависимости вычисления в полете неизмеряемых параметров двухконтурного газотурбинного двигателя. Приведена разработанная структурная схема системы параметрической диагностики компрессоров двигателя. Проведены численные эксперименты, имитирующие изменение КПД компрессора в результате повреждений его газодинамического тракта.

Ключевые слова: регрессионная модель, адиабатический коэффициент полезного действия, компрессор, авиационный двигатель, параметрическая диагностика.

APPLICATION OF REGRESSION MODELS IN PARAMETRIC DIAGNOSTICS AND INSPECTION OF THE OPERATING CONDITIONS OF AIRCRAFT ENGINES. *N.S.Mel'nikova, Cand.Tech.Sc, G.V.Dobrianskiy, Dr.Tech.Sc.*

Regression dependencies for calculation the unmeasured parameters of gas-turbine engines are offered. Structure diagram of system to parametric diagnostic of compressor on base knowledge of computed efficiency of elements engine is developed.

Keywords: regression models, adiabatic efficiency, compressor, aircraft engine, parametric diagnostics.

Переход эксплуатации газотурбинных двигателей от концепции «эксплуатация по наработке» к концепции «эксплуатация по техническому состоянию» позволяет отказаться от жесткого назначения межремонтного ресурса, реализовав адаптивную к условиям эксплуатации межремонтную наработку отдельных узлов, систем, агрегатов и всего двигателя в целом. Эксплуатация по техническому состоянию позволяет значительно снизить расходы на техническое обслуживание двигателя при одновременном повышении безопасности, эффективности его работы и увеличении его жизненного цикла. Значительное снижение стоимости

жизненного цикла двигателя при его эксплуатации по техническому состоянию обеспечивается за счет модульной конструкции двигателя, позволяющей проводить целенаправленный ремонт или замену только отдельных неисправных узлов, систем и агрегатов. Одной из важнейших составляющих, обеспечивающих эффективность эксплуатации по техническому состоянию, является правильный выбор диагностических признаков работоспособности каждого отдельного узла – съемного модуля двигателя [1]. Применительно к ТРДД в качестве такого диагностического признака предлагается принять величину адиабатического коэффи-

циента полезного действия вентилятора η_v и компрессора η_k .

В работе [2] с использованием данных работ [3, 4] сформированы регрессионные зависимости, позволяющие в цифровой системе управления и контроля двигателя на борту в реальном масштабе времени определять значения адиабатических коэффициентов полезного действия η_v и η_k , которые являются неизмеряемыми параметрами. Сформированные зависимости справедливы в полном диапазоне высотно-скоростных условий эксплуатации и режимов работы для всего парка двигателя АЛ-31Ф и его модификаций и учитывают изменение технического состояния узлов в процессе выработки ресурса и отклонений характеристик от заложенных при конструировании, связанных с серийным производством. Погрешность вычисления η_v и η_k не превышает 0,5 % от текущей величины при доверительном интервале вероятности $p = 0,95$. Сформированные регрессионные зависимости имеют следующий вид [2]:

$$\eta_k = e^{a^0 T_6^{a^1} P_6^{a^2} T_2^{a^3} P_2^{a^4} T_4^{a^5} n_k^{a^6}}, \quad (1)$$

$$\eta_v = e^{b^0 T_{вх}^{b^1} P_{вх}^{b^2} T_6^{b^3} P_6^{b^4} P_2^{b^5} n_v^{b^6}}, \quad (2)$$

где $e = 2,71828$; $a^0, a^1, \dots, a^6$; $b^0, b^1, \dots, b^6$ – коэффициенты, найденные с помощью метода наименьших квадратов по сгенерированным заранее статистическим материалам; T_6 – температура за вентилятором; P_6 – давление за вентилятором; T_2 – температура за

Изменяемый параметр	Коэффициенты регрессии			
	η_v		η_k	
	b_i	значение	a_i	значение
Свободный член	b_0	–0,0737841	a_0	–0,427540
$T_{вх}$	b_1	3,45487	–	–
$P_{вх}$	b_2	–0,966779	–	–
T_6	b_3	–3,73914	a_1	2,43999
P_6	b_4	0,84118	a_2	–0,788541
T_2	–	–	a_3	–2,54084
P_2	b_5	0,0719767	a_4	0,788515
T_4	–	–	a_5	0,00612029
n_v	b_6	0,539421	–	–
n_k	–	–	a_6	–0,592823

компрессором; P_2 – давление за компрессором; T_4 – температура за турбиной низкого давления; n_k, n_v – частота вращения компрессора и вентилятора.

Численные значения коэффициентов регрессионных моделей (1) и (2) применительно к двигателям АЛ-31Ф и его модификациям представлены в таблице.

Авторы исследовали возможность применения регрессионных моделей (1) и (2) для диагностики технического состояния узлов КНД и КВД на примере исследований отклика двигателя как объекта управления на ухудшения η_v и η_k .

На рис. 1 представлено протекание адиабатических коэффициентов полезного действия вентилятора и компрессора вдоль

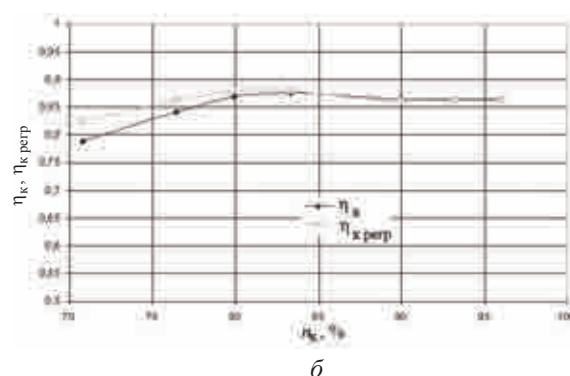
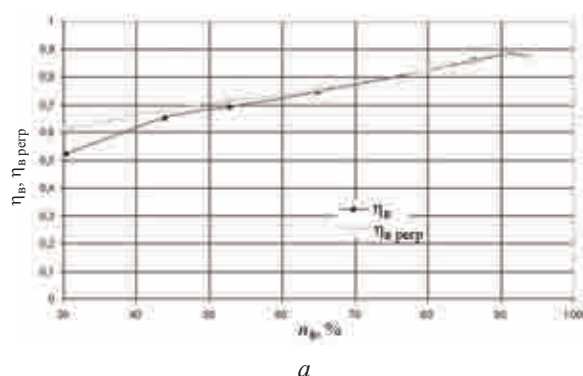


Рис. 1. Изменение адиабатических КПД вентилятора η_v (а) и компрессора η_k (б) ТРДДФ вдоль дроссельной линии

дроссельной линии. Здесь коэффициенты полезного действия вентилятора и компрессора определяются по газодинамическому расчету (η_v и η_k) и по регрессионным моделям (1) и (2) ($\eta_{v \text{ регр}}$ и $\eta_{k \text{ регр}}$).

Как следует из графиков, регрессионные модели с высокой точностью отражают фактические значения η_v и η_k на всех рабочих режимах двигателя ($n_v \geq 50\%$ и $n_k \geq 80\%$). На режиме малого газа ошибка вычисления КПД составляет 0,04–0,08.

Для оценки возможности применения регрессионных зависимостей для вычисления КПД авторами промоделированы возникающие в двигателе реальные ситуации, связанные с ухудшением η_v и η_k , вызванным изменениями в конструкции двигателя при эксплуатации. На рис. 2 и 3 приведены результаты моделирования внезапного изменения η_v на режиме «максимал» от значения 0,86 до значения 0,59, вызванного, например, поломкой одной или нескольких рабо-

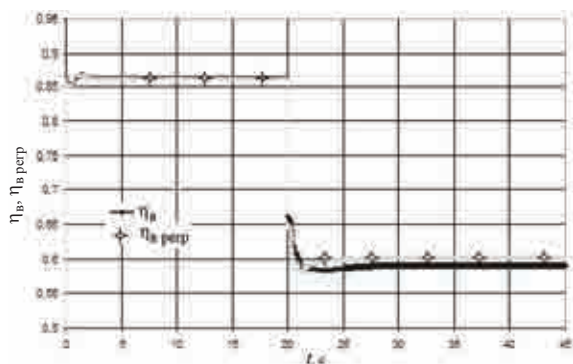


Рис. 2. Циклограмма внезапного уменьшения адиабатических КПД вентилятора η_v

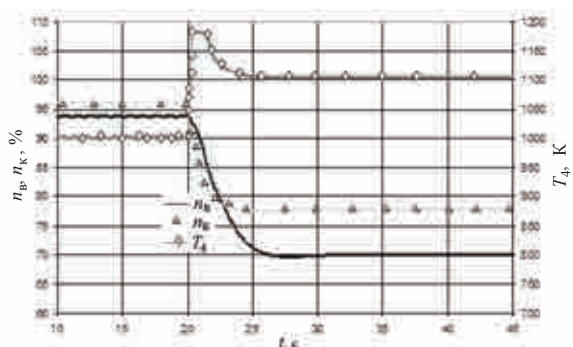


Рис. 3. Изменение параметров двигателя при скачкообразном уменьшении КПД вентилятора η_v

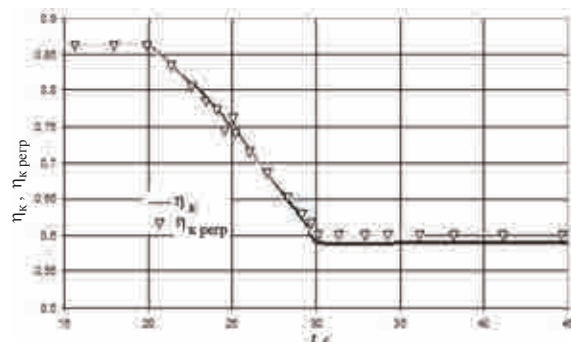


Рис. 4. Циклограмма нештатного медленного уменьшения адиабатических КПД компрессора η_k

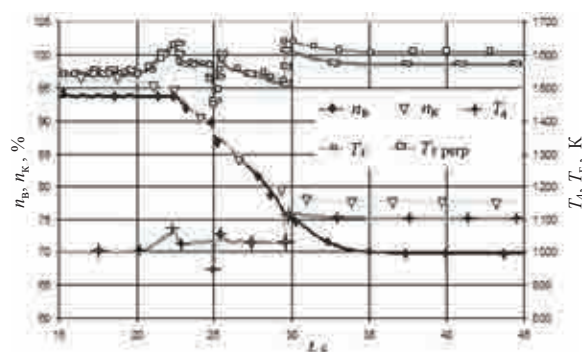


Рис. 5. Изменение частот вращения роторов вентилятора n_v , компрессора n_k , температуры газа в камере сгорания T_3 и температуры T_4 за турбиной двигателя при нештатном уменьшении КПД компрессора η_k

чих лопаток ступени вентилятора или наличием крупных забоин на лопатках из-за попадания в двигатель постороннего предмета.

Результаты моделирования «медленного» ухудшения η_k в течение 10 с на режиме «максимал» со значения 0,86 до значения 0,59, вызванного изменением технического состояния конструкции компрессора высокого давления приведены на рис. 4 и 5.

Как следует из результатов расчетов, приведенных в виде графиков (рис. 2 и 4), взаимное изменение истинных значений адиабатических КПД вентилятора и компрессора ТРДДФ, вычисленных по полной динамической модели «двигатель–САУ», и их значений, вычисленных по регрессионным моделям при нештатном изменении технического состояния рассматриваемых узлов двигателя, позволяет сделать вывод о воз-

возможности применения регрессионных моделей как критериев оценки качества работоспособности узлов двигателя.

На рис. 6 приведена разработанная авторами структурная схема блока параметрической диагностики технического состояния узлов вентилятора и компрессора ТРДДФ [5, 6], основанная на вычислении адиабатических КПД с использованием регрессионных моделей.

В соответствии со структурной схемой, представленной на рис. 6, параметрическая диагностика компрессора газотурбинного двигателя производится следующим образом. Во время стендовых испытаний двигателя перед его отправкой в эксплуатацию определяется базовая характеристика $\eta_{\text{крегр}} = f(n_{\text{кр}})$, которая записывается и хранится в цифровом блоке управления и диагностики. Базовая характеристика может быть получена и расчетным путем при моделировании работы двигателя с использованием математической модели в процессе эксплуатации на фиксированных значениях приведенной частоты вращения ротора компрессора по комплексу измеряемых параметров с помощью регрессионной модели (1). Затем вычисляется текущее значение адиабатического КПД компрессора, которое сравнивают со значением КПД, определенным по базовой характеристике при той же величине приведенной частоты вращения. Дополнительно задаются два уровня уменьшения КПД ниже базовой характеристики: допустимый и критический. В процессе эксплуатации из-за накопления повреждений конструкции, вызванных износом при выработке ресурса или действием внешних факторов, характеристика узла деградирует, и текущее значение адиабатического коэффициента полезного действия становится

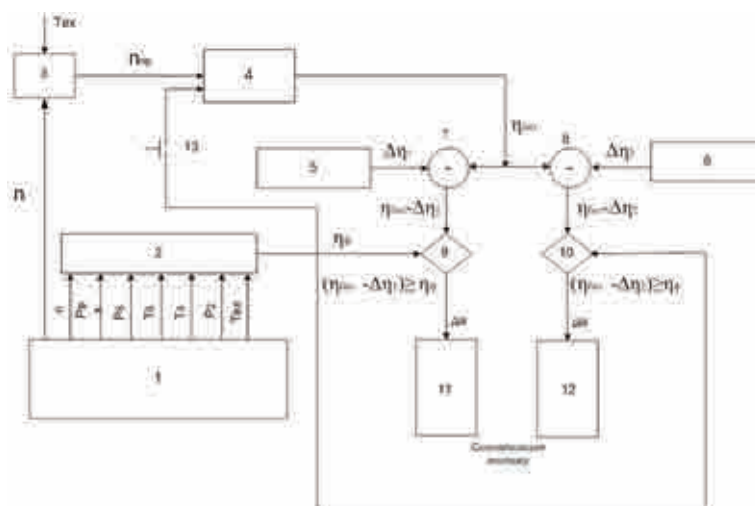


Рис. 6. Структурная схема системы диагностики технического состояния компрессора:

1 – двигатель; 2 – вычисление фактического КПД (вентилятора или компрессора) $\eta_{\text{ф}}$; 3 – вычисление приведенного значения частоты вращения вентилятора или компрессора; 4 – вычисление базовой характеристики $\eta_{\text{баз}}$ КПД вентилятора или компрессора; 5 – значение первого уровня ухудшения КПД вентилятора или компрессора; 6 – значение второго уровня ухудшения КПД вентилятора или компрессора; 7 и 8 – сумматоры; 9 и 10 – логическое условие « $\geq$ », т.е. «если больше или равно, то...»; 11 – сигнализация экипажу «Необходимо проведение ТО»; 12 – сигнализация экипажу «Необходим ремонт»; 13 – переключатель для вычисления базовой характеристики КПД в начале эксплуатации (используется в замкнутом состоянии только в первых 2–3 полетах)

меньше своего базового значения. При отклонении КПД ниже допустимого уровня в системе диагностики формируется и записывается в базу данных сообщение о необходимости проведения осмотра и технического обслуживания компрессора, например «Промыть проточную часть компрессора». При отклонении КПД ниже критического уровня в САУ формируется команда о прекращении эксплуатации и направлении двигателя в ремонт или о замене модуля компрессора.

Результаты численного эксперимента с помощью математической модели «двигатель–САУ» по имитации неисправности компрессора, приводящей за 100 с к уменьшению адиабатического КПД на величину 0,06 ($\approx 5,8\%$) от исходной величины $\eta_{\text{к}} = 0,86$ приведены на рис. 7 и 8. Моделирование неисправности проводилось на ре-

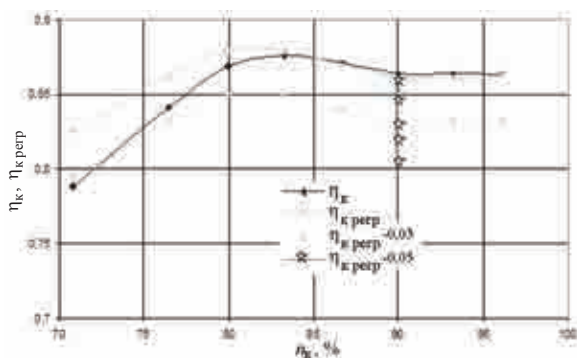


Рис. 7. Фазовая траектория изменения адиабатического КПД компрессора высокого давления η_k в зависимости от частоты вращения ротора высокого давления при штатной работе и при имитации неисправности, вызывающей уменьшение η_k на 0,05

жиме работы двигателя, соответствующем частоте вращения ротора компрессора $n_k = 90\%$ ($\alpha_{руд} = 45$ град). Данный режим выбран из условия достаточного запаса по температуре газа для поддержания постоянной частоты вращения ротора при уменьшения η_k .

Анализ результатов численного исследования показал, что при уменьшении КПД компрессора регулятор частоты вращения компрессора увеличивает подачу топлива в основную камеру сгорания для обеспечения $n_k = \text{const}$, в результате чего

- повышаются температура газа T_3 на $\sim 150-160$ град (до $T_3 \approx 1531$ K), T_4 на 114 град (до значения $T_4 \approx 1003$ K) и, как следствие, частота вращения вентилятора на 2,5 % (от $n_v = 86,3$ до $n_v = 88,8\%$);

- увеличивается тяга R , отнесенная к значению тяги на режиме полного форсажа на взлете $R_{0ф}$, с величины 0,35 до 0,43 и повышается удельный расход топлива на $C_r = 5,65\%$. Изменение скольжения роторов за счет поддержания $n_k = \text{const}$ и увеличение n_v на 2,5 % приводит к «поджатию» рабочих линий на характеристиках компрессоров и, как следствие, к уменьшению запасов газодинамической устойчивости вентилятора $\Delta K_{у_v}$ на 10 % и компрессора $\Delta K_{у_k}$ на 6 %.

Сравнительный анализ изменения η_k и

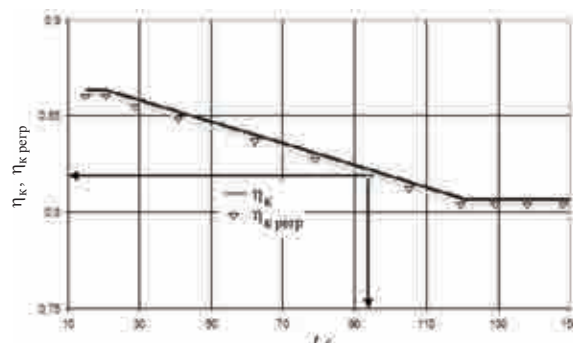


Рис. 8. Изменение по времени адиабатического КПД компрессора высокого давления η_k при уменьшении его на величину 0,05 при имитации неисправности

$\eta_{k \text{ регр}}$ показал, что величина $\eta_{k \text{ регр}}$, определенная по регрессионной модели, с достаточной для диагностики точностью совпадает с величиной η_k , определяемой по полной математической модели «двигатель–САУ» в соответствии с общепринятой системой уравнений газодинамического расчета параметров двигателя. В систему включены характеристики лопаточных машин двигателя, рассчитанные по специализированным для компрессов и турбин математическим моделям высокого уровня. Данная математическая модель двигателя была идентифицирована по результатам длительных испытаний двигателя АЛ-31Ф. Кроме изменения $\eta_{k \text{ регр}}$, при имитации неисправности в компрессоре (вертикальная линия при $n_k = \text{const}$) на рис. 7 приведена базовая дроссельная характеристика $\eta_{k \text{ регр}} = f(n_k)$ для исправного компрессора, а также график допустимого изменения КПД относительно базового на $\Delta\eta = 0,03$ ($\approx 3,5\%$). Величина этого изменения принята авторами условно за допустимую. При достижении η_k значения величины, соответствующей $(\eta_{k \text{ баз}} - \Delta\eta)$ при $n_k = \text{const}$, на 92-й секунде процесса (см. рис. 8) системой диагностики будет сформировано в бортовой регистрирующей аппаратуре сообщение о необходимости проведения ремонта модуля компрессора и передано обслуживающему персоналу.

ЛИТЕРАТУРА

1. Новиков А.С., Пайкин А.Г., Сиротин Н.Н. Контроль и диагностика технического состояния ГТД. М.: Наука, 2007. 460 с.
2. Мельникова Н.С., Ионов Дм.А., Ионов Д.А. Выбор алгоритмов диагностирования ГТД по функциональным параметрам / Труды 4-й науч.-практич. конф. молодых ученых и специалистов. М.: МАИ, 2008.
3. Мельникова Н.С. Методика определения неизмеряемых параметров ГТД по комплексу косвенных измерений в эксплуатации и в серийном производстве // Двигатель. 2008. № 6. С. 16–17.

4. Пат. 87467 РФ МПК F02C9/28. Система определения неизмеряемого параметра газотурбинного двигателя по комплексу косвенных сигналов / Н.С.Мельникова, Г.В.Добрянский. – №2009114916/22. Заяв. 22.04.2009. Оpubл. 10.10.2009, Бюл. № 28.
5. Заявка 2010148019/06 / Н.С.Мельникова. Способ параметрической диагностики компрессора газотурбинного двигателя. Заяв. 26.11.2010.
6. Заявка 2010148015/28 / Н.С.Мельникова, Г.В.Добрянский, О.П.Минин, А.Ю.Потапов. Система параметрической диагностики компрессора газотурбинного двигателя. Заяв. 26.11.2010. Решение о выдаче патента от 13.01.2011.

УСКОРЕННЫЕ УСТАЛОСТНЫЕ ИСПЫТАНИЯ МАТЕРИАЛОВ И ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКЦИЙ ЛА

Г.Ф.Рудзей, докт. техн. наук (ФГУП “СибНИИ им. С.А. Чаплыгина”)

Предлагается методика ускоренных усталостных испытаний образцов конструктивных элементов ЛА, которая базируется на экспериментально установленных закономерностях изменения параметров функций $\lg N = f(\lg \sigma)$ при отнулевом нагружении и нагружении с переменными амплитудными и средними напряжениями цикла.

Ключевые слова: усталостная долговечность, уравнения регрессии, отнулевое нагружение, нагружение с переменными амплитудными и средними напряжениями цикла.

ACCELERATED FATIGUE TESTING OF MATERIALS AND STRUCTURAL ELEMENTS LA.

G.F.Rudzey, Dr.Techn.Sc.

A method of accelerated fatigue tests on samples of structural elements of the aircraft, which is based on experimentally determined patterns of changes of the parameters of functions $\lg N = f(\lg \sigma)$ during loading from zero and the loading with variable amplitude and mean stress cycle.

Keywords: fatigue life, the regression equation, loading from zero, loading with variable amplitude and mean stress cycle.

Обеспечение ресурса летательных аппаратов – одно из приоритетных направлений отечественного самолетостроения. На стадиях эскизного и рабочего проектирования конструкций осуществляется расчетное прогнозирование их усталостной долговечности, определяющее выбор конструктивно-технологических решений фрагментов изделий. При расчетной оценке усталостной долговечности элементов конструкций ЛА необходимо учитывать особенности их кон-

структивно-технологического исполнения, что реализуется посредством использования экспериментально полученных кривых усталости гладких образцов и образцов с различными концентраторами напряжений, образцов соединений, отражающими геометрические и технологические особенности конструктивных элементов.

Из-за большого разнообразия возможных конструктивных решений для элементов конструкций ЛА сложно получить базовые

кривые усталости для всех расчетных случаев. Поэтому автором разработана методика ускоренных усталостных испытаний образцов конструктивных элементов ЛА.

В практике исследований усталостной долговечности материалов и элементов авиационных конструкций часто испытания проводят при отнулевых циклах нагружения. Однако для обеспечения стабильной работы испытательных машин могут быть заданы малые значения минимального напряжения цикла (20 – 30 МПа), которыми можно пренебречь при анализе данных эксперимента.

Известно, что в некотором диапазоне долговечностей (примерно при $10^4 \leq N \leq 5 \times 10^6$ циклов) функции $\lg N_i = f(\lg \sigma)$ линейны. Тогда в двойных логарифмических координатах при отнулевом нагружении уравнение базовой кривой усталости образцов (уравнение регрессии) запишем:

$$\lg N_i = a + b \lg \sigma_{\max i}. \quad (1)$$

При нагружении с переменными значениями среднего σ_m и амплитудного напряжения σ_m цикла используют уравнение

$$\lg N_i = a + b \lg \sigma_{ai} \text{ при } \sigma_m = \text{const}. \quad (2)$$

С помощью линейного регрессионного анализа определяются коэффициенты a и b уравнения $y = a + bx$:

$$a = \bar{y} - b \bar{x}, \quad b = S_{xy}/S_{xx}, \quad (3)$$

$$\text{где } S_{xy} = \sum_{i=1}^n x_i y_i - \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n x_i \sum_{i=1}^n y_i, \quad S_{xx} = \sum_{i=1}^n x_i^2 -$$

$$- \frac{\left(\sum_{i=1}^n x_i \right)^2}{n}; \quad y_i = \lg N_i, \quad x_i = \lg \sigma_{\max i} \quad \text{или}$$

$x_i = \lg \sigma_{ai}$; $\sigma_{\max i}$ – максимальное напряжение цикла нагружения, МПа; $\bar{y}$, $\bar{x}$ – средние значения изучаемых величин.

При отнулевом нагружении на основании экспериментальных данных для различных образцов (более 2000) из алюминиевых сплавов получены уравнения регрессии.

Форма и размеры гладких образцов, образцов с центральным отверстием (при тео-

ретическом коэффициенте концентрации напряжений $K_t = 2,6$) и другими концентраторами напряжений, образцов сварных соединений (поперечный стыковой сварной шов), в основном типовые (габариты 40×200 мм, ширина рабочей зоны 25 мм, радиус перехода 50 мм), за исключением образцов из сплавов В950чТ1 и АК4-1чТ (габариты 50×250 мм). K_t – теоретический коэффициент концентрации напряжений.

По результатам статистической обработки 33 кривых усталости построен график зависимости параметров уравнений регрессии при отнулевом нагружении (рис. 1). Он может быть аппроксимирован линейной зависимостью $b = 1,6441 - 0,3997a$. Тогда уравнение (1) может быть преобразовано:

$$\begin{aligned} \lg N_i &= a + b \lg \sigma_{\max i} = \\ &= a + (1,4742 - 0,3876a) \lg \sigma_{\max i}. \end{aligned} \quad (4)$$

В работах [1, 2] приведена линейная зависимость между коэффициентами линий регрессии для образцов из различных конструктивных сплавов, включая титановые сплавы и сталь 12Х18Н10Т.

Следовательно, при отнулевых циклах нагружения для ускоренного получения базовых кривых усталости при расчёте долговечности конструкции можно, выполнив усталостные испытания на одном уровне максимального напряжения и вычислив коэффициент линии регрессии a , по экспериментально полученной зависимости $b = f(a)$ (для алюминиевых сплавов см. рис. 1) определить параметр b и записать уравнение

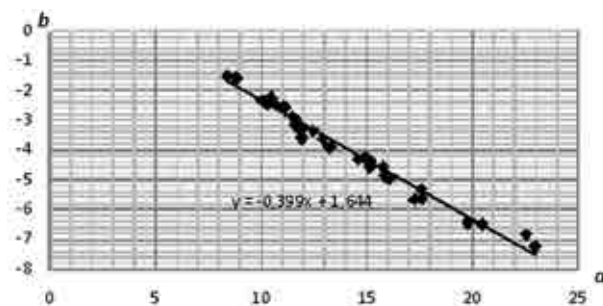


Рис. 1. Зависимость между коэффициентами линий регрессии для образцов из алюминиевых сплавов при отнулевом нагружении

регрессии (4). Это позволит в ряде случаев значительно сократить объемы усталостных испытаний. Важно только не ошибиться в диапазоне линейной аппроксимации полученных результатов.

В результате исследования усталостного разрушения элементов конструкций из алюминиевых сплавов при циклах с переменными значениями среднего и амплитудного напряжения выявлены общие закономерности. Рассмотрены конструкционные сплавы 1201Т1, Д16АТ, 1163АТВ. Исследована специфика усталостного разрушения гладких образцов, образцов с концентраторами напряжений, образцов соединений (920 образцов). Форма образцов заклепочно-болтового соединения показана на рис. 2.

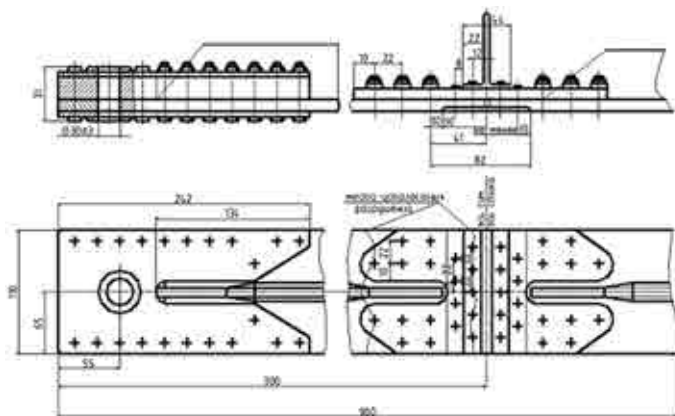


Рис. 2. Образец для испытаний

Поскольку зависимости $\lg N_i = f(\lg \sigma_{ai})$ в исследованном диапазоне напряжений близки к линейным, они могут быть представлены уравнением (2). График $b = f(a)$ приведен на рис. 3. Уравнение (2) может быть преобразовано:

$$\begin{aligned} \lg N_i &= a + b \lg \sigma_{ai} = \\ &= a + (1,8836 - 0,4512a) \lg \sigma_{ai}. \end{aligned} \quad (5)$$

Углы наклона функций $b = f(a)$ при отнулевом нагружении и нагружении с переменными σ_m , σ_a несколько различны.

Рассмотрим зависимости параметров уравнений регрессии от среднего напряжения цикла. В качестве примера на рис. 4 приведены функции $a = f(\sigma_m)$, $b = f(\sigma_m)$ для трех исследованных типов образцов.

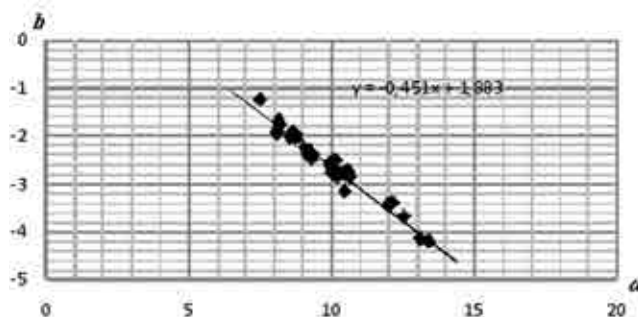


Рис. 3. Зависимость между коэффициентами линий регрессии для образцов из алюминиевых сплавов при нагружении с переменными σ_m , σ_a

Установлено, что для всех случаев может быть принята линейная аппроксимация результатов испытаний, но для каждого типа образца параметры исследуемых линейных функций различны. Они зависят от материала, типа образцов, спектра нагружения и др. Выполнив усталостные испытания на одном уровне амплитудного напряжения при заданном среднем напряжении цикла и вычислив коэффициент линии регрессии a , по экспериментально полученной зависимости (см. рис. 3) можно определить параметр b и записать уравнение регрессии при $\sigma_m = \text{const}$ (5). Аналогичный эксперимент необходимо повторить при другом среднем значении цикла нагружения, что позволит установить зависимость между σ_m и параметрами уравнений a, b . Затем расчетным методом получить кривые усталости для данного материала и типа образца при

Параметры a, b

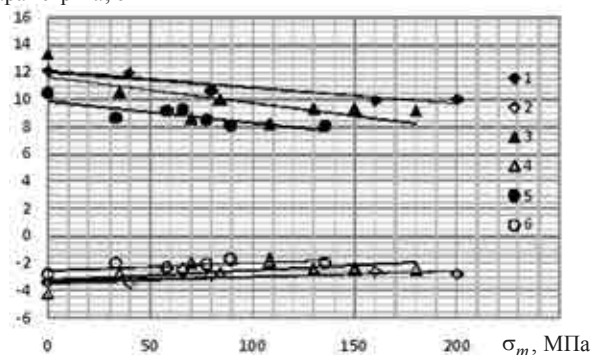


Рис. 4. Зависимость коэффициентов уравнений регрессии от σ_m (a – темные точки, b – светлые точки) гладких образцов (1,2), образцов с отверстием (3,4) из плиты сплава 1201Т1, образцов заклепочно-болтового соединения из сплава Д16АТ (5,6)

переменных σ_m и σ_a в диапазоне линейных зависимостей функции $\lg N = f(\lg \sigma_a)$.

ЛИТЕРАТУРА

1. Белов В.К., Рудзей Г.Ф., Калюта А.А. Повышение усталостной долговечности заклепочных и

сварных соединений авиационных конструкций технологическими методами / Монография. Новосибирск: Изд-во НГТУ, 2006. 180 с.

2. Рудзей Г.Ф. Исследование механических характеристик материалов и конструктивных образцов из алюминиевых сплавов // Авиационная промышленность. 2010. № 2. С. 27–30.

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ СИСТЕМЫ ТЕХНИЧЕСКОГО ОБСЛУЖИВАНИЯ И РЕМОНТА ВОЗДУШНЫХ СУДОВ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ CALS-ТЕХНОЛОГИЙ

Д.Ю.Киселев, А.Н.Коптев (Самарский государственный аэрокосмический университет)

Изложены принципы и методы создания функциональной модели системы технического обслуживания и ремонта. Рассмотрена возможность совместного использования функциональной и имитационной модели.

Ключевые слова: моделирование процессов, методы моделирования.

IMPROVEMENT OF AIRCRAFT MAINTENANCE SYSTEM USING CALS-TECHNOLOGIES.

D.U.Kiselev, A.N.Koptev.

Concepts and methods for generation of the functional model of the maintenance system are stated. Possibility of joint usage of the functional and simulation models is considered.

Key words: process modeling, modeling methods.

На современном этапе развития гражданской авиации обязательным условием при разработке новых воздушных судов (ВС) является создание для них системы технического обслуживания и ремонта (ТОиР). В связи с меняющимися экономическими условиями требуется постоянная модернизация системы ТОиР для ВС, находящихся в эксплуатации [1, 3].

Структура системы ТОиР представляет собой совокупность взаимодействующих объектов ТОиР, средств ТОиР, исполнителей и устанавливающей их правила взаимодействия документации, то есть ей присущи все признаки классической производственной системы. Как создание, так и реорганизация таких систем предполагает проведе-

ние анализа системы с использованием моделей, специально разработанных для этой цели. Эти модели позволят решить следующие задачи:

- оптимизация, оценка и распределение затрат внутри самой системы и при взаимодействии с другими элементами;
- оценка функциональной производительности, загрузки и сбалансированности составных частей системы;
- получение детального описания выполняемых процессов;
- возможность хранения, оперативного использования и корректировку информации об изделии.

Разработанная модель ТОиР на основе ориентированных графов [2, 3] отражает по-

следовательность изменения технического состояния ВС между полетами. Узлы графов представляют плановые и внеплановые состояния ВС в системе ТОиР, а дуги – переход из одного состояния в другое. Однако эта модель не описывает собственно систему ТОиР и ее процессы, не позволяет вести анализ структурно-функционального взаимодействия между составными частями системы ТОиР и не дает детального описания конкретных производственных процессов. Она также не дает представления о месте человека (исполнителя) в этой системе и не определяет значимости документации по взаимодействию объектов системы.

Всесторонний анализ деятельности производственной системы требует системного подхода, который предполагает построение комплекса моделей (структурных, функциональных, информационных и др.) и использование современных информационных технологий, позволяющих проводить моделирование систем в атомическом режиме.

Для создания моделей, позволяющих решить указанные выше задачи, используют CALS-методологию [4]. Базовой идеей CALS (ИПИ) является идея информационной интеграции всех стадий ЖЦ изделия, которая состоит в том, что все системы обеспечения ЖЦ оперируют с формализованными моделями, описывающими само изделие, технологию его производства и использование по назначению. Для разработки моделей производственных процессов

используются графические и формальные методы (рис. 1).

Графическими являются методы, основанные на использовании диаграмм для описания модели системы, их делят на структурные (функциональные) и объектные.

Объектный метод позволяет построить более устойчивую к изменениям систему, больше соответствует существующим структурам организации. Функциональное моделирование хорошо показывает себя в тех случаях, когда организационная структура находится в процессе изменения или вообще слабо оформлена.

При выборе метода моделирования предметной области обычно в качестве критерия выступает степень ее динамичности. Для более регламентированных задач больше подходят функциональные (DFD, IDEF-SADT и EPC), а для более адаптивных систем – объектно-ориентированные модели (UML).

Помимо графических методов, среди методов моделирования программных систем можно выделить формальные, которые основаны на использовании математических абстракций. Методы формального подхода строго определены, имеют четкий синтаксис и семантику. Это позволяет проводить доказательства и вывод различных свойств системы, на основе математических свойств используемых абстракций.

Оптимальным видится комплексное решение объединяющее графический и формальный подходы.

Рассмотрим возможности комплексного подхода для моделирования производственных процессов в системе ТОиР.

Структурирование и определение связей между объектами в системе ТОиР целесообразно проводить с использованием CASE-средств, например, системы BPwin, что позволяет отразить состояния и переходы объекта внутри производственной системы и более наглядно отобразить процесс взаимо-



Рис. 1. Методы создания организационных моделей систем

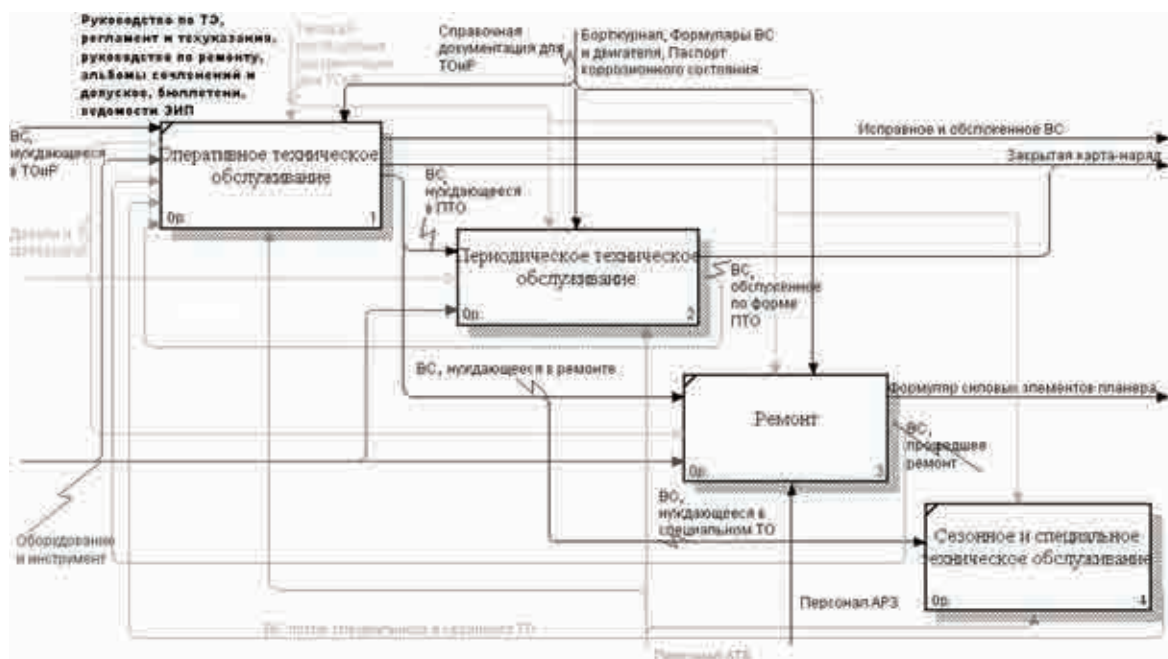


Рис. 2. Процесс взаимодействия составных частей в системе ТОиР

действия составных частей системы ТОиР. Анализ последовательности процессов, протекающих в производственной системе (в нашем случае в системе ТОиР), механизмов, посредством которых эти процессы реализуются, начинается с построения нотации IDEF0 (рис. 2).

Реализация взаимодействия частей процесса системы ТОиР осуществляется инженерно-техническим персоналом в соответ-

ствии с эксплуатационной документацией. В качестве исходной информации для осуществления данного процесса выступают заявки (которые содержат перечень работ и могут содержать описание отказа или дефекта), требования (на оказания услуг), запросы (на доработку технической документации или для продления ресурса ВС), документы об условиях эксплуатации. В результате обработки заявок и требований

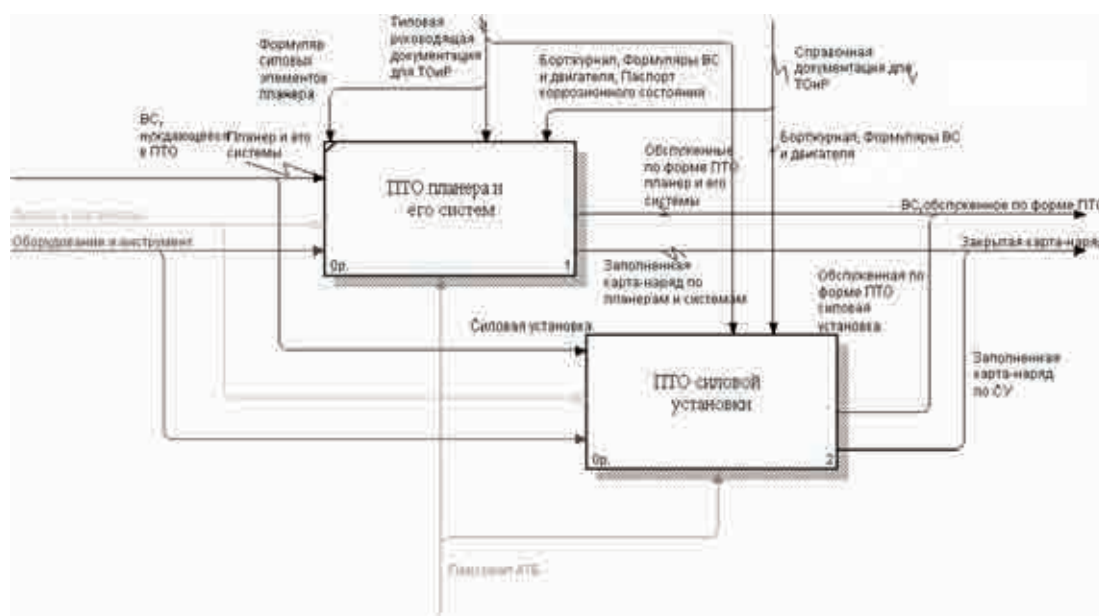


Рис. 3. Пример представления функциональной модели периодического технического обслуживания

решается, какие виды работ должны быть проведены на ВС. При выполнении заявок и требований определяются ответственные за их исполнение, а также документация, используемая при выполнении задач.

В случае необходимости более детального анализа одного из видов работ (конкретного вида технического обслуживания или ремонта) они также могут быть представлены в виде функциональной модели на более низком уровне иерархической структуры. Например, на рис. 3 представлена IDEF0 нотация для периодического технического обслуживания.

При выполнении периодического технического обслуживания уже непосредственно определяются входные требования и заявки, а также средства и документация, необходимые для их выполнения. После создания функциональной модели системы ТОиР следует провести проверку ее правильности и адекватности с использованием формальных подходов. Наиболее оптимальным является использование сетей Петри, так как дает возможность получить математически строгое описание системы, разделенной на состояния и процессы (переходы).

Для проверки функциональной модели,

созданной с помощью нотации IDEF0, необходимо ее преобразовать в сеть Петри. Анализ системы сводится к выявлению свойств сети. При анализе модели системы проверяется наличие трех свойств: ограниченность сети Петри, невозможность образования неконечных тупиковых состояний и невозможность возникновения циклов без выхода.

Анализ сети Петри основывается на построении дерева достижимости.

Модели IDEF0 и DFD позволяют точно описать функциональность и организацию документооборота, а для организации логики взаимодействия информационных потоков, последовательности выполнения работ и сценариев взаимодействия эти модели дополняются диаграммами IDEF3.

К примеру, на рис. 4 представлен сценарий выполнения работы по техническому обслуживанию обратного клапана маслоагрегата. Сценарий представляет собой последовательность работ в зависимости от конкретной ситуации.

При подробном описании конкретных технологических процессов функционального моделирования недостаточно. Для этих целей целесообразно функциональную мо-

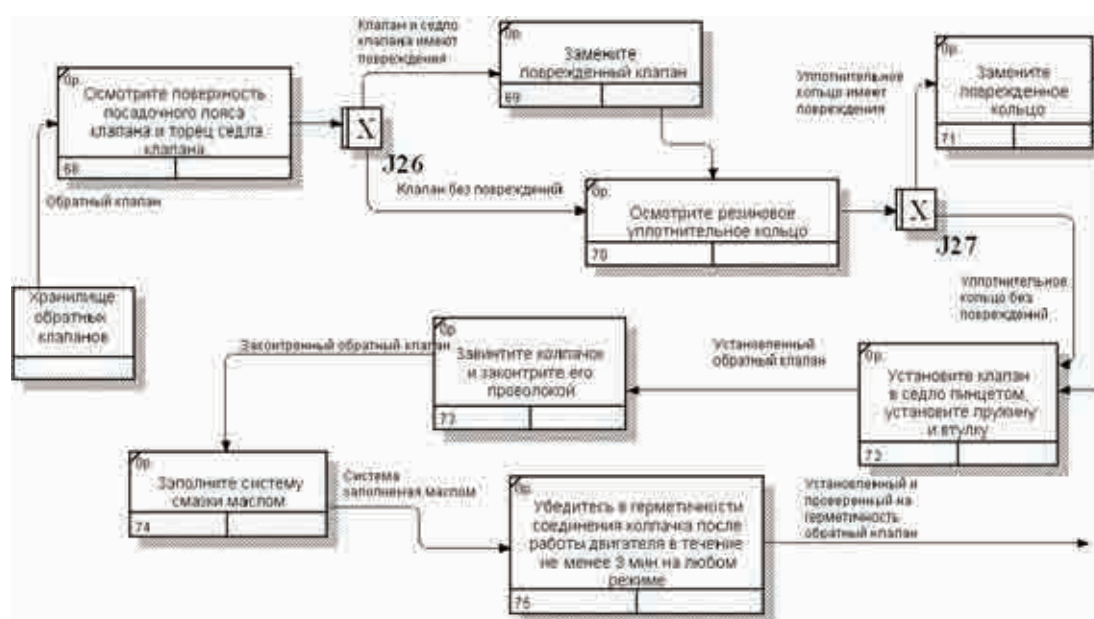


Рис. 4. IDEF3 диаграмма конкретного технологического процесса

дель системы дополнить имитационными моделями конкретных технологических процессов ТООР.

Создание имитационных моделей без предварительного анализа бизнес-процессов не всегда возможно, так как, не поняв сути бизнес-процессов предприятия, бессмысленно пытаться оптимизировать конкретные технологические процессы, поэтому функциональные и имитационные модели не заменяют, а дополняют друг друга, они могут быть и тесно взаимосвязаны.

Имитационное моделирование – это метод, позволяющий строить модели, описывающие процессы так, как они проходили бы в действительности. Такие модели можно «проиграть» во времени как для одного, конкретного технологического процесса, так и заданного их множества. При этом результаты будут определяться случайным характером процессов, но по ним можно получить достаточно устойчивую статистику.

После преобразования IDEF3 модели в имитационную производится установка временных параметров, определение характеристик блоков модели, определение и описание используемых ресурсов. Определяется алгоритм функционирования системы. Затем путем имитационного моделирования оценивают характеристики процесса, такие как длительность цикла, загруженность оборудования, определение величин простоя и т.д.

Создание функциональных моделей для анализа процессов ТООР в целях дальнейшей их корректировки – актуальная задача. Для оценки правильности и адекватности построенной функциональной модели целесообразно использовать один из формальных методов построения систем. Дальнейшее использование функциональной модели и имитационной позволяет анализировать процессы ТООР, учитывая различные варианты. Имитационная модель дает возможность получать больше информации о процессе, что, в конечном счете, и может привести к корректировке как функциональной модели, так и процесса ТООР.

ЛИТЕРАТУРА

1. **Смирнова Н.Н.** Техническая эксплуатация летательных аппаратов. М.: Транспорт, 1990. 423 с.
2. **Далецкий С.В.** Формирование эксплуатационно-технических характеристик воздушных судов гражданской авиации. М.: Воздушный транспорт, 2005. 416 с.
3. **Киселев Д.Ю.** Современные принципы организации взаимодействия в системе технической эксплуатации воздушных судов // Совершенствование технологических процессов технического обслуживания: Сб. статей семинара по неразрушающим методам контроля. Самарский гос. аэрокос. ун-т. Самара, 2007. С. 96–104.
4. **Бочкарев С.К.** Информационная поддержка этапа технической эксплуатации в жизненном цикле изделий авиастроения // Вестник Самарского гос. аэрокос. ун-та. 2007. № 1. С. 236–246.

НАПРЯЖЕННОЕ СОСТОЯНИЕ СВАРНОЙ ФЕРМЕННОЙ КОНСТРУКЦИИ ДИНАМИЧЕСКОГО СТЕНДА

В.А.Мусатов (ЗАО “Энергоконтракт”)

На основе специально выполненных статических и динамических расчетов и экспериментальных исследований спроектированы сварные узлы фермы стенда для проведения натурных испытаний объектов на ударные нагрузки.

Ключевые слова: испытательный стенд, стержневая ферма, сварные соединения, напряженно-деформированное состояние, динамические нагрузки.

STRESSED STATE OF A DYNAMIC DESIGN WELDED TRUSS CONSTRUCTION. *V.A.Musatov.*

On the basis of special static and dynamic design and experimental investigation of welded joints of a test bench truss to conduct impact load full-scale test of objects were developed.

Keywords: test bench, rod-shaped truss, welded joints, mode of deformation, dynamic load.

Конечно-элементная модель стержневой системы* применяется для анализа напряженно-деформированного состояния сварной ферменной конструкции динамического стенда, предназначенного для испытаний системы разделения центрального и бокового блока ракеты-носителя. Поскольку ступени ракеты имеют большие массы и начальные поперечные ускорения, на стенд передаются высокие ударные нагрузки, суммарное амплитудное значение которых ~200 кН. Стенд спроектирован на основе статических и динамических расчетов и экспериментальных исследований.

Расчеты проводили для всей конструкции стенда и для отдельных самых нагруженных его узлов, а также для мест соединений стенда с полом, где определяли напряженно-деформированное состояние. В качестве стержней фермы выбирались стандартные профили: уголки и швеллеры. Приведенные далее исследования соответствуют оптимальным для данной задачи номерам профилей, определенных с помощью предварительных расчетов.

* Мусатов В.А., Абрамова Е.А., Егоров В.Н. Разработка конечно-элементной модели ферменного крупногабаритного стенда для динамических испытаний // Авиационная промышленность. 2011. № 1. С. 46–49.

Статический расчет стенда показал, что наиболее нагружены стержни (профили – уголки и швеллеры) в стойках фермы, к которым прикладываются внешние силы: максимальные растягивающие усилия 80 кН (рис. 1), сжимающие – 60 кН. При динамическом нагружении значения максимальных сил увеличиваются на 16 %, при этом сжатые стержни совершают затухающие продольные колебания.

Максимальные перемещения узлов фермы возникают вблизи зоны приложения внешней нагрузки, причем перемещения в динамике больше статических на 25 %. Максимальные усилия среза в болтах крепления фермы к полу не превышают допустимых значений при заданном динамическом воздействии на стенд.

Расчеты на устойчивость показали, что местная потеря устойчивости профилей наступает при нагрузке, превышающей приложенную в 3,5 раза для первой формы потери устойчивости, то есть по местной устойчивости имеется достаточный запас. Общая потеря устойчивости наступает при нагрузках, превосходящих приложенную более чем в 10 раз.

Наибольшая трудность возникает при оценке несущей способности типовых сварных узлов ферменного стенда с учетом угла

между свариваемыми профилями. От этого угла, в том числе, зависит и конфигурация всей ферменной конструкции.

Напряженно-деформированное состояние типовых сварных узлов определяли по расчетам и экспериментально.

Опишем анализ сварного узла уголок–швеллер, выполненного под углом 30° и нагруженного тремя статическими силами: параллельно, перпендикулярно швеллеру и вдоль уголка. Торцы швеллера жестко закреплены. Сосредоточенная сила приложена к свободному торцу приваренного уголка в центре тяжести сечения. Расчет сварных соединений швеллер–уголок проводился с помощью конечных элементов в программном комплексе NASTRAN. Задача решалась в физически и геометрически нелинейной постановке. Для материала профилей была задана кусочно-линейная диаграмма деформирования. В качестве запрашиваемых результатов были выбраны компоненты тензора напряжений, деформаций и перемещений. Прочность оценивалась по критерию максимальных напряжений.

Расчет проводился на нагрузку, заведомо превышающую критическую. Предельная нагрузка на соединение определялась по графикам зависимости напряжений в опасной зоне от приложенной нагрузки. Момент разрушения соответствует достижению заданного значения предельных напряжений в нескольких точках. Для оценки разрушения соединения в расчетной модели использован критерий максимальных напряжений. Он позволяет в каждой точке интегрирования рассчитать шесть «индексов разрушения» (отношения расчетных напряжений σ_i^p к максимально допустимым $\sigma_{i \max}$):

$$\frac{\sigma_1^p}{\sigma_{1 \max}}; \frac{\sigma_2^p}{\sigma_{2 \max}}; \frac{\sigma_3^p}{\sigma_{3 \max}}; \frac{\sigma_{12}^p}{\sigma_{12 \max}}; \frac{\sigma_{31}^p}{\sigma_{31 \max}}; \frac{\sigma_{23}^p}{\sigma_{23 \max}}.$$

Началом разрушения является момент, когда один из индексов становится равным единице. Для изотропного материала в дан-

ном случае принято $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3 = \sigma_b = 950$ МПа, $\sigma_{12} = \sigma_{23} = \sigma_{31} = \tau_b = 570$ МПа. При достижении индексом значения единицы упругие характеристики автоматически снижаются до 10 % от исходной величины.

Напряжения концентрируются в наружной части уголка вблизи сварного шва. Прочность сварного узла при вертикальной нагрузке (рис. 1) ниже, чем при продольной (вдоль уголка) (рис. 2).

В процессе нагружения соединения швеллер–уголок одни элементы деформируются упруго, а другие «уходят» в пластику. Можно предположить, что вначале на верхней части уголка развиваются пластические деформации, а затем происходит разрушение, близкое к хрупкому, в нижней части



Рис. 1. Соединение швеллер–уголок. Нагрузка приложена вертикально вверх (разрушающая нагрузка на соединение 120 кН)



Рис. 2. Соединение швеллер–уголок. Нагрузка приложена вдоль уголка в центре тяжести сечения (разрушающая нагрузка на соединение 149 кН)



Рис. 3. Разрушение сварного узла при испытании

уголка (рис. 3). В верхней части уголка наблюдаются пластические деформации, в нижней части – хрупкое разрушение. Разрушающая нагрузка в эксперименте составила 193 кН (рис. 4), эта величина хорошо согласуется с результатом расчета (190 кН).

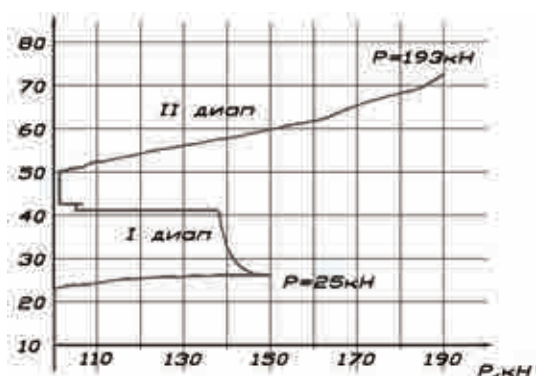


Рис. 4. Рост нагрузки до разрушения при испытании сварного узла

Было проведено исследование напряженно-деформированного состояния соединения швеллер–уголок в зависимости от угла стыковки швеллера и уголка (рис. 5). Пред-

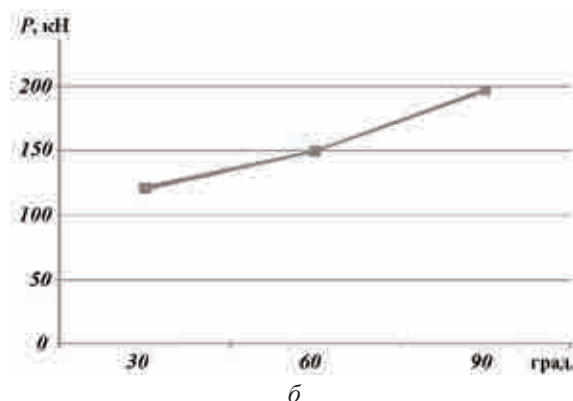
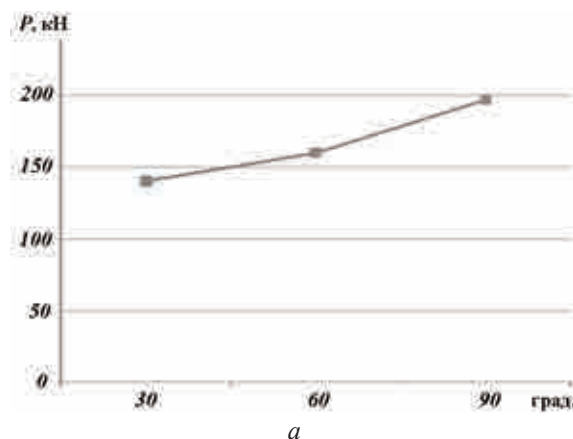


Рис. 5. Зависимость критической нагрузки от угла наклона свариваемых деталей соединения швеллер–уголок:
а – нагрузка вдоль уголка; б – нагрузка направлена вертикально вверх

почтение следует отдавать соединениям с бóльшим углом, однако при этом увеличивается количество сварных узлов в конструкции фермы. Поэтому для каждого стенда должна быть решена задача поиска рациональных углов сварки профилей.

Выполненный анализ напряженно-деформированного состояния фермы использовался при проектировании и изготовлении стенда для испытаний ракетных конструкций.

КОМПЬЮТЕРНАЯ ПРОГРАММА ДЛЯ ПОИСКА РАЦИОНАЛЬНЫХ РЕШЕНИЙ ПРИ ПРОЕКТИРОВАНИИ ГРУЗОПОДЪЕМНЫХ МАШИН НАЗЕМНЫХ КОМПЛЕКСОВ АЭРОКОСМИЧЕСКОГО НАЗНАЧЕНИЯ

Со Мин У, А.В.Торпачев, канд. техн. наук (‘‘МАТИ’’ – РГТУ им. К.Э. Циолковского)

Приведены результаты разработки специализированного программного обеспечения, предназначенного для оптимизации решения проектно-конструкторской задачи по грузоподъемным машинам аэрокосмических наземных комплексов.

Ключевые слова: грузоподъемные машины, рациональные решения.

RATIONAL DECISION SEARCHING COMPUTER PROGRAM FOR DESIGN OF AEROSPACE GROUND
COMPLEX HOISTING MACHINES. *So Min Oo, A.V.Torpachov, Cand.Techn.Sc.*

The results of specialized software development for design problem decision optimization on aerospace ground complex hoisting machines are presented.

Keywords: hoisting machines, rational decisions.

Авторами разработана компьютерная программа «Выбор рациональных решений по силовым схемам, размерам и компоновочным задачам при проектировании ГПМ НК», предназначенная для обеспечения рационального автоматизированного проектирования металлоконструкций мостовых электрических грузоподъемных машин наземных комплексов (ГПМ НК), которые осуществляют подъем и перемещение обслуживаемых изделий аэрокосмической техники и их составных частей при выполнении работ в техническом комплексе.

Основными функциями созданной программы являются:

- подбор в интерактивном диалоге с пользователем стандартизованных и унифицированных элементов конструкции ГПМ НК (крюковой подвески, каната, подтележечного рельса и колеса, подкранового рельса и колеса и т.п.) на основе вводимых варьируемых исходных данных и с учетом предъявляемых ограничений;

- выполнение автоматизированных расчетов для определения оптимальных размеров сечений силовых элементов ГПМ (главной, концевой балок моста и др.) [1, 3].

Программа имеет пять пользовательских интерфейсов: исходные данные; действующие нагрузки и коэффициенты; тип крюковой подвески, каната, колес и рельсов; размеры поперечных сечений балок моста; геометрические характеристики сечений балок моста.

Пользовательский интерфейс «Исходные данные» предназначен для задания требуемых технических характеристик мостовой ГПМ НК. Сначала вводят основные габаритные и скоростные параметры ГПМ, которые должны соответствовать действующей нормативной документации (ГОСТ, ОСТ, СТП и др.). Диалоговое окно интерфейса «Исходные данные» с введенными значениями при проектировании мостовой ГПМ технического комплекса показано на рис. 1.

Далее программа подбирает унифицированные элементы конструкции механизмов крана (крюковую подвеску, канаты, подтележечные и подкрановые рельсы и колеса и т.п.), дает значения соответствующих уточняющих коэффициентов и рассчитывает значения действующих нагрузок [4, 6].

В соответствующих полях интерфейса «Действующие нагрузки и коэффициенты» пользова-

Выбор различных вариантов по основным данным, размерам и компоновочным заданием ГПМ НК

Исходные данные | Действующая нагрузка | Тип крюковой подвески, каната, колес и рельсов | Размеры поперечных сечений балок моста | Геометрические характеристики сечений балок

Рис. 1. Схема мостового электрического двухбалочного корабельного крана

1. ТЕХНИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ МОСТОВОГО КРАНА

1.1. Грузоподъемность крана (не менее 5 т и не более 50 т)	Q = 20 т
1.2. Максимальная высота подъема груза (не менее 5 м и не более 16 м)	НК = 12 м
1.3. Пролет крана (не менее 10 м и не более 30 м)	L = 20 м
1.4. База крана, БК (Т/О, 1/8 L)	BK = 3,5 м
1.5. Колесотолкачи (не менее 1,4 м)	LT = 2 м
1.6. База толкачей (не менее 1 м и не более 2,2 м)	BT = 2,0 м
1.7. Расстояние от привода механизма движения крана до оси ближайшего подкранового рельса	a1 = 2 м
1.8. Расстояние от центра набивки до оси ближайшего подкранового рельса	a2 = 2,4 м
1.9. Скорость подъема груза (не менее 0,1 м/с и не более 0,21 м/с)	v = 0,11 м/с
1.10. Скорость передвижения крана (не менее 1 м/с и не более 1,7 м/с)	u_k = 1,14 м/с
1.11. Скорость передвижения толкачей (не менее 0,5 м/с и не более 0,75 м/с)	u_t = 0,67 м/с

Расчет | ДИАГНОСТИКА | Выход

Рис. 1. Ввод исходных данных, необходимых для расчетов при проектировании металлоконструкции ГПМ НК

телю выдаются значения вычисленных нормативных нагрузок, коэффициентов перегрузок и динамических коэффициентов.

Подобранные программой унифицированные элементы – крюковая подвеска, канаты, подтележечные и подкрановые рельсы и колеса – выводятся пользователю в интерфейсе «Тип крюковой подвески, каната, колес и рельсов». Здесь по максимальной статической нагрузке, действующей на одно колесо, выбирается диаметр колеса с учетом допускаемых нагрузок. Далее, зная параметры колеса, подбираются подтележечные и подкрановые рельсы ГПМ НК соответствующих типоразмеров.

Для назначения оптимальных размеров поперечных сечений силовых балок ГПМ НК по условиям минимума веса предназначен пользовательский интерфейс «Размеры поперечных сечений балок моста». Дополнительными исходными данными для этого интерфейса являются расчетное сопротивление материала, модуль упругости, плотность материала, коэффициенты, учитывающие условия работы, не-

полноту расчетов, вес нерасчетных элементов пролетной части моста (ребер, диафрагм, площадок обслуживания, кронштейнов и т.п.).

После ввода дополнительных исходных данных определяется толщина стенки главной балки ГПМ НК, исходя из которой рассчитываются размеры поперечных сечений силовых балок моста, удовлетворяющие условиям прочности и статической жесткости крана. Затем вычисляются фактический собственный вес пролетной части моста ГПМ НК и значение статического прогиба моста [1, 6].

Характеристики металлоконструкции ГПМ НК при автоматизированном проектировании с помощью разработанной программы непрерывно оптимизируются с учетом компромиссного характера учитываемых условий и предъявляемых ограничений по различным критериям [5]. Результирующие оптимизированные значения геометрических характеристик силовых балок мостовой ГПМ технического комплекса выдаются проектировщику в диалоговом интерфейсе «Геометрические характеристики

Выбор размеров балок рассчитан по формулам ГОСТ, размерам и компоновочным заданым габаритам ГПМ НК

Исходные данные | Действующие материалы | Тип крановой подвески, крана, колеса и рельсы | Размеры горизонтальных сечений балок моста | Геометрические характеристики сечений балок

В. МИНИМАЛЬНЫЕ РАЗМЕРЫ СЕЧЕНИЙ БАЛОК

В.1. Ввод расчетного значения сопротивления материала конструкции = 210 МПа

В.2. Ввод значения модуля упругости материала = 210000 МПа

В.3. Ввод значения плотности материала = 7850 кг/м³

В.4. Ввод значения коэффициента условий работы и исполнения расчета = 0,755

В.5. Ввод значения коэффициента веса несчетных элементов пролетной части моста (ребра, диафрагмы, площадки и обшивки, крошечные, фундаменты и т.д.) = 1,5

В.6. Выбор толщины стенки т-образной балки моста, $\delta_2 = 8$ мм

В.7. Главная балка

	δ_1 мм	δ_2 мм	b мм	H мм	b_1 мм	b_2 мм
Средняя часть:	10	8	1200	300	475	121
Опорная часть:	10	8	100	300	423	101

В.8. Концевая балка

Средняя часть:	10	8	100	120	120	120
----------------	----	---	-----	-----	-----	-----

В. ФАКТИЧЕСКИЙ СОБСТВЕННЫЙ ВЕС ПРОЛЕТНОЙ ЧАСТИ МОСТА = 100000 кг

10. СТАТИЧЕСКИЙ ПРОГИБ БАЛОК В СЕРЕДИНЕ ПРОЛЕТА = 0,0040 м

Считать собственный вес моста | Откорректировать размеры | Далее

Рис. 2. Значения полученных оптимальных размеров сечений главной и концевой балок ГПМ НК после уточнения собственного веса пролетной части моста

сечений балок моста» (рис. 2).

Созданная авторами программа предназначена для решения конструкторско-компоновочных задач и определения оптимальных размеров металлоконструкций при проектировании мостовых ГПМ из состава оборудования технических комплексов для аэрокосмической техники [2].

ЛИТЕРАТУРА

1. Александров М.П. Грузоподъемные машины: Учебник для вузов. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана – Высшая школа, 2000. 552 с.
2. Бармин И.В., Бирюков Г.П., Богомолов А.А. и др. Технологические объекты наземной инфраструктуры ракет-

но-космической техники: Инженерное пособие. Кн. 1. / Под ред. И.В. Бармина. М.: КБОМ, 2005. 475 с.

3. Горев В.В., Уваров Б.Ю., Филиппов В.В. и др. Металлические конструкции. Элементы конструкций // Учебник для вузов / Под ред. В.В. Горева. М.: Высшая школа, 2001. 551 с.

4. Со Мин У. Методика проектирования металлоконструкций мостового крана // Науч. тр. ММНК «ХХХИ Гагаринские чтения». Т. 2. М.: МАТИ, 2005. С. 106–107.

5. Со Мин У, Торпачев А.В. Разработка математических моделей и программного обеспечения для расчета оптимальных параметров мостовых кранов технических комплексов // Актуальные проблемы российской космонавтики. М.: Комиссия РАН по разработке научного наследия пионеров освоения космического пространства, 2010. С. 334–335.

6. Тайц В.Г. Безопасная эксплуатация грузоподъемных машин. М.: Академкнига, 2005. 383 с.

РАСЧЕТ НЕОБХОДИМОГО КОЛИЧЕСТВА ОБОРУДОВАНИЯ ПРИ ПРОЕКТИРОВАНИИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ КОМПЛЕКСОВ АВИАЦИОННОЙ ПРОМЫШЛЕННОСТИ В УСЛОВИЯХ ПЕРЕНАЛАЖИВАЕМОГО ПРОИЗВОДСТВА

И.Л.Волчкевич, канд. техн. наук (Московский государственный технический ун-т им. Н.Э. Баумана)

Рассмотрены вопросы вычисления затрат времени при партионном изготовлении комплектов однотипных деталей. Состав оборудования оценивается сопоставлением годовых значений суммарно необходимого времени для комплекта с остаточным фондом времени работы одного станка.

Ключевые слова: технологический комплекс, расчет состава оборудования, фонд времени.

CALCULATION OF THE REQUIRED QUANTITY OF EQUIPMENT IN DESIGNING TECHNOLOGICAL COMPLEXES OF AVIATION INDUSTRY UNDER FLEXIBLE PRODUCTION. *I.L.Volchkevich, Cand.Techn.Sc.*

Problems of time calculation during batch manufacture of kits of single-type parts are considered. Equipment configuration is evaluated by comparing the annual values of total time required for a kit with a remaining work time resource of one machine.

Keywords: technological complex, calculation of equipment configuration, time resource.

Технологические комплексы (ТК) на основе многооперационных станков с ЧПУ по степени автоматизации, особенно функций управления, приближаются к автоматическим линиям, а по диапазону выпускаемой продукции – к участкам из универсальных станков.

Перевод обработки ряда сложных деталей с участков из универсальных станков на один многооперационный станок с ЧПУ позволяет многократно сократить штучное время. Количество типоразмеров данных изделий может быть велико, хотя число и характер заказов на них мало предсказуемы. Характерным является постоянное видоизменение продукции (особые требования заказчиков, техническое совершенствование и т.д.). Особую значимость приобретают как отладки станков для производства новых деталей, так и периодические «возвратные» переналадки при партионной обработке. В отличие от универсальных неавтоматизированных станков длительность любых переналадок станков с ЧПУ в составе ТК весьма значительна.

Если универсальные металлорежущие станки при полном обеспечении их всем необходимым могут функционировать в течение 90–95 % фонда времени, ТК из станков с ЧПУ большее время находятся в состоянии наладок и переналадок, нежели функционируют.

При определении необходимого количества оборудования учет времени, затрачиваемого на первичные отладки и переналадки, требует

перехода в расчетах от «детали-представителя» к «изделию-представителю», в рамках которого необходимо изготовить ряд (комплект) технологически подобных деталей, обработка которых полностью или частично закреплена за проектируемым технологическим комплексом. Необходимая программа выпуска ТК принимается в качестве исходных данных.

При проектировании технологических комплексов для получения достоверных результатов с приемлемой точностью необходимо создать методологию, которая позволит учитывать на качественном и рассчитывать на количественном уровне все возможные затраты времени, характерные для применяемого в ТК оборудования. Основой этой методологии предлагаем считать понятие о функциональном состоянии оборудования в рамках фонда времени его работы.

За достаточно протяженный период любой из станков в составе ТК в рамках планового, например годового, действительного фонда времени Φ_d будет периодически находиться в одном из состояний затрат календарного времени $\Sigma\theta_i$:

1. Затраты $\Sigma\theta_1$ на обработку на станках закрепленного комплекта деталей; при этом периоды бесперебойной работы неизбежно чередуются со случайными простоями технического и организационного характера; в данной ситуации параллельно работающие станки продолжают работать независимо, их простои друг на друга не влияют, каждый из N параллельно ра-

ботающих в ТК станков одного типа производит $1/N$ часть продукции.

2. Затраты на первичные наладки $\Sigma\theta_2$ на обработку нового комплекта деталей, которые ранее не обрабатывались; сюда входят доработка и отладка управляющих программ, подбор и установка комплектов инструментов и оснастки, их настройка, выполнение пробных проходов с необходимыми корректировками, изготовление и контроль «первых деталей»; процесс повторяется для каждой из деталей комплекта.

3. Затраты на «возвратные» переналадки $\Sigma\theta_3$ в пределах сроков выпуска конкретного изготавливаемого комплекта.

4. Затраты времени на «аварийные прогоны» $\Sigma\theta_4$, повторное изготовление тех деталей, которые были признаны непригодными при сборке или сдаче заказчику вследствие обнаруженных дефектов и др.

Учитывая, что выполнение любой операции, как и «аварийные прогоны», производится на одном из N параллельно работающих станков одного типа, уравнение общего времени за год для определенного типа оборудования можно записать

$$\Phi_d = \frac{\Sigma\theta_1}{N} + \Sigma\theta_2 + \Sigma\theta_3 + \frac{\Sigma\theta_4}{N}. \quad (1)$$

Конкретные периоды и длительность первичных отладок и аварийных прогонов диктуются номенклатурой выпускаемых изделий и уровнем брака. Межналадочные периоды, составляющие в итоге сумму $\Sigma\theta_1$, более вариантны, поскольку числом переналадок за период производства комплекта из m деталей данного изделия можно варьировать. Возможны полномасштабные выпуски каждой из m деталей комплекта, тогда возвратные переналадки минимальны ($n_{\min} = 0$, где n – число возвратных переналадок за время изготовления комплекта деталей).

Необходимое число параллельно работающих в ТК станков для каждого из типов оборудования можно определить, решая уравнение (1) относительно N :

$$N_i = \frac{\Sigma\theta_1 + \Sigma\theta_4}{\Phi_d - (\Sigma\theta_2 + \Sigma\theta_3)}. \quad (2)$$

На ранних этапах проектирования ТК путем разработки технологических процессов или использования аналогов можно оценить необходимое основное время t_{oi} , в ряде случаев – время

циклов обработки каждой из деталей либо детали-представителя $T_{цi}$. Для оценки остальных составляющих Φ_d ($\Sigma\theta_2$, $\Sigma\theta_3$, $\Sigma\theta_4$) примем, что величины первичных отладок и возвратных переналадок будут пропорциональны $T_{цi}$. Тогда недостающую информацию можно получить, вводя нормирующие коэффициенты.

Раскроем все четыре составляющие затрат времени станков ТК через определяющие параметры, прежде всего основное время t_{oi} для всех m деталей «изделия-представителя». Величины t_{oi} на данном этапе считаем известными, как и годовой выпуск изделий $Z_{год}$. Для укрупненных расчетов введем коэффициенты пропорциональности между основными затратами времени:

$K_1 = T_{ц}/t_0$ – коэффициент соотношения времени рабочего цикла $T_{ц}$ как интервала поштучной выдачи деталей при бесперебойной работе станка и основного времени t_0 . Коэффициент учитывает несовмещенные вспомогательные действия (загрузку-выгрузку, выверку деталей, подводы, отводы и смену инструментов и т.д.);

$K_2 = \theta_{отл}/T_{ц}$ – коэффициент пропорциональности между временем первичной наладки (отладки) станка на обработку детали, которая на данном станке ранее не обрабатывалась, и рабочим циклом;

$K_3 = \theta_{пер}/T_{ц}$ – коэффициент пропорциональности между временем единичной переналадки станка на деталь, которая ранее уже обрабатывалась («возвратная переналадка»), и длительностью рабочего цикла.

Достоверные численные значения коэффициентов K_1 , K_2 , K_3 невозможно получить теоретически. В то же время достоверность их значений определяет точность расчетов необходимого количества оборудования. Единственным путем получения данной информации мы считаем проведение производственных исследований на базе действующих ТК.

Безусловно, фактические численные значения коэффициентов определяются и уточняются по мере накопления знаний об эксплуатации действующих ТК, они будут различны в зависимости от типов деталей, их точности, типов применяемого оборудования и т.д. Однако в предварительных расчетах ТК, особенно для новой продукции, они всегда будут фигурировать как типовые, укрупненные.

Рассмотрим составляющие времени для конкретных станков ТК через заданные параметры t_{oi} , $Z_{год}$ и вновь принятые K_1 , K_2 , K_3 .

Длительность периодов функционирования станка, то есть межналадочных периодов, $\Sigma\theta_1$ в течение года определяется длительностью рабочих циклов станка $T_{ци}$ при обработке m деталей комплекта и годовой программой выпуска $Z_{год}$. В суммарной длительности межналадочных периодов учитывают время бесперебойной работы, простои технического и организационного характера. Станок действительно работает лишь долю времени, которая численно характеризуется коэффициентом использования времени функционирования $\eta_{ис}$; например $\eta_{ис} = 0,8$ означает, что из возможного времени функционирования 80 % времени станок производил продукцию, а 20 % простаивал по различным причинам.

В итоге при длительности функционирования всех N станков данного типа

$$\Sigma\theta_1 = \sum_1^m T_{ци} Z_{год} \frac{1}{\eta_{ис}}. \quad (3)$$

«Производственное время» (время функционирования для N станков) должно распределяться, в первом приближении, поровну.

Длительность первоначальных наладок станка на обработку комплекта из m деталей, характерного для выбранного типового изделия-представителя, $\Sigma\theta_2$. При движении детали по технологическому маршруту станки на каждой операции последовательно настраиваются на данную деталь. Возможные «наложенные простои» станков, возникающие из-за отсутствия синхронизации, учитываются величиной $\eta_{ис}$. Тогда при выпуске в течение года неизменного комплекта из m деталей

$$\Sigma\theta_2 = \sum_1^m t_{oi} K_1 K_2 = \sum_1^m T_{ци} K_2. \quad (4)$$

Длительность возвратных переналадок $\Sigma\theta_3$ определяется из условия, что данные переналадки совершаются на всех параллельно работающих станках. Частота их может меняться в широких пределах, что при проектировании ТК оказывает влияние на выбор числа параллельно работающих станков, а при фиксированном составе ТК – на годовой выпуск. Итак, за период выпуска комплекта деталей мы n раз переналаживаем станки, обеспечивая партионную обработку.

При производстве за год только одного комплекта деталей

$$\Sigma\theta_3 = \sum_1^m T_{ци} K_3 n. \quad (5)$$

Длительность «аварийных прогонов» $\Sigma\theta_4$, то есть вторичного изготовления некоторых дета-

лей комплекта, зависит от доли α изделий, забракованных (испорченных) при сборке. При расчетах будем следовать сложившейся практике – не срывать сборку и поставку продукции, поэтому аварийные прогоны производятся «вне программы» при обнаружении даже одной недостающей детали в комплекте. Так как бракованными могут оказаться любые детали из комплекта, расчеты необходимых дополнительных простоев (а повторное изготовление есть, по существу, простой ТК) целесообразно вести по одной, средней по характеристикам, детали комплекта, с циклом длительностью $T_{ци}$ или по детали-представителю.

Тогда длительность единичного «аварийного прогона»

$$\Sigma\theta_4 = \Sigma\theta_{пер} + \Sigma\theta_{изг}. \quad (6)$$

Суммарное время единичных переналадок

$$\Sigma\theta_{пер} = \sum_1^q T_{ци} K_3. \quad \text{В общей годовой дли-}$$

тельности изготовления $\theta_{изг}$ по каждому из q станков, входящих в маршрут изготовления данной детали целесообразно принять в расчет вероятность возникновения технических и организационных простоев, что учитывается коэффициентом $\eta_{ис}$. Следовательно, единичное время повторного изготовления $\theta_{изг} = T_{ци} / \eta_{ис}$.

Годовые затраты времени на аварийные прогоны станка при программе $Z_{год}$ и доле брака α

$$\begin{aligned} \Sigma\theta_4 &= \sum_1^q \left(T_{ци} K_3 + \frac{T_{ци}}{\eta_{ис}} \right) \alpha Z_{год} = \\ &= \sum_1^q T_{ци} \left(K_3 + \frac{1}{\eta_{ис}} \right) \alpha Z_{год}. \end{aligned} \quad (7)$$

Основная доля времени на «аварийные прогоны» приходится на наладки, небольшая – на изготовление.

Теперь все значения затрат календарного времени подставим в формулу (2) и получим необходимое число станков.

Для иллюстрации важности учета числа и продолжительности процессов наладок и переналадок при определении необходимого количества оборудования определенного типа в составе проектируемого ТК проведем теоретический расчет. Пользуясь вышеизложенной методикой и предложенным математическим аппаратом, определим необходимое число станков одного типа. В качестве исходных данных используем станкоемкость, принятую за константу, а в

качестве варьируемых параметров – число первичных наладок и возвратных переналадок.

На первом этапе данного расчета определим необходимое число станков, зависящее от числа первичных наладок. Считаем, что за рассматриваемый период станки определенного типа должны обработать $Z = 1000$ деталей. Для получения концептуальной зависимости предположим, что основное время обработки каждой из деталей на данном типе оборудования составляет 10 ч.

Варьируемым параметром будет число первичных отладок, которое равно числу разных деталей, составляющих производственную программу. Диапазон изменения аргумента m : от $m = 1$ (все детали одинаковые, поэтому первичная отладка требуется только одна) до $m = Z = 1000$ (все детали разные, поэтому число первичных отладок равно числу деталей). Считая, что после первичной отладки обрабатывается все необходимое количество каждого наименования детали (то есть возвратные переналадки отсутствуют), и приняв в первом приближении, что доля брака равна нулю, а, значит, равно нулю и необходимое время «аварийных прогнозов», получим зависимость необходимого числа станков от числа первичных отладок (рис. 1). Принятые значения нормирующих коэффициентов: $K_2 = 10$, $\eta_{ис} = 1$.

Если мы перейдем в задании аргумента от абсолютных величин к относительным, то есть к отношению числа различных деталей к обще-

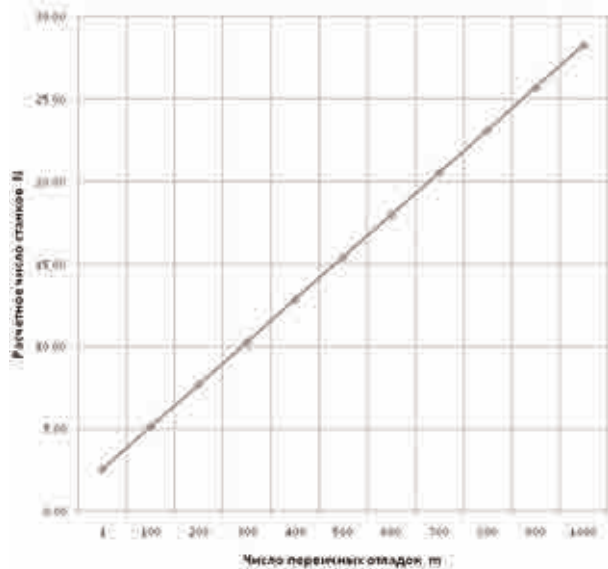


Рис. 1. Зависимость расчетного числа станков от числа первичных отладок

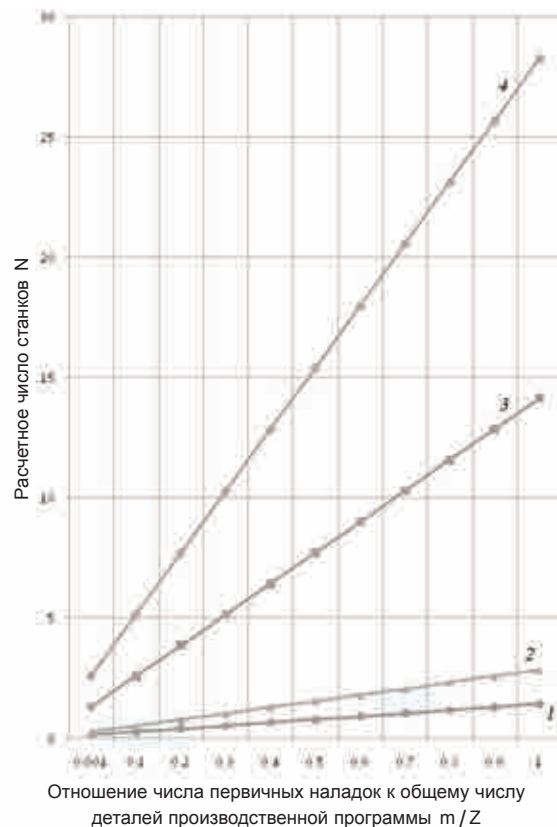


Рис. 2. Зависимость расчетного числа станков от относительного числа первичных наладок и основного времени обработки детали-представителя:

1 – 0,5 ч; 2 – 1 ч; 3 – 5 ч; 4 – 10 ч

му их числу, а в качестве дополнительного варьируемого параметра примем станкоемкость обработки детали-представителя, то получим закономерности, изображенные на рис. 2.

Проведенный расчет показывает, что необходимое количество оборудования в условиях переналаживаемого производства значительно больше, чем в условиях непереналаживаемого, что связано, в первую очередь, с потерями времени на первичные отладки. Увеличение числа возвратных переналадок также в разы увеличивает необходимое число станков, причем это увеличение зависит от доли первичных наладок в программе выпуска.

Проведенный расчет доказывает необходимость учета процессов наладок и переналадок, а также затрачиваемого на них времени при расчете необходимого количества оборудования ТК, а, значит, подтверждает правильность методических подходов, предложенных в данной статье.