ВЕСТНИК машиностроения

ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

10
2019

ИЗДАЕТСЯ С НОЯБРЯ 1921 ГОДА

Журнал входит в перечень утвержденных ВАК РФ изданий для публикации трудов соискателей ученых степеней

Журнал переводится на английский язык, переиздается и распространяется во всем мире фирмой "Аллертон Пресс" (США)

ООО «Издательство «Инновационное машиностроение»

Адрес издательства:
107076, Москва, Колодезный пер., д. 2а, стр. 2
Телефон: 8-(499) 269-51-98

Адрес редакции:
107076, Москва,
Колодезный пер., д. 2а, стр. 2
Телефон: 8-(495) 661-38-80.
E-mail: vestmash@mashin.ru; vestmash@mail.ru
www.mashin.ru

Журнал зарегистрирован 19 апреля 2002 г. за ПИ № 77-12421 в Министерстве РФ по делам печати, телерадиовещания и средств массовых коммуникаций
Учредитель: А.И. Савкин

Индекс: **27841** ("Пресса России")
Цена свободная

Отпечатано в ООО "Канцлер",
150008, г. Ярославль, ул. Клубная, д. 4, кв. 49.
Оригинал-макет: ООО "Адвансед солюшнз".
119071, г. Москва, Ленинский пр-т, д. 19, стр. 1.
Сайт: **www.aov.ru**

Главный редактор А.И. САВКИН

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

Албагачиев А.Ю., д-р техн. наук, **Алешин Н.П.,** д-р техн. наук, акад. РАН, **Братухин А.Г.,** д-р техн. наук, **Воронцов А.Л.,** д-р техн. наук, **Гусейнов А.Г.,** д-р техн. наук, **Дмитриев А.М.,** д-р техн. наук, член-корр. РАН (председатель секции обработки материалов без снятия стружки), **Драгунов Ю.Г.,** д-р техн. наук, член-корр. РАН, **Древаль А.Е.,** д-р техн. наук (председатель секции технологии машиностроения), **Кутин А.А.,** д-р техн. наук, **Омельченко И.Н.,** д-р техн. и экон. наук (председатель секции организации и экономики производства), **Кузин В.В.,** д-р техн. наук, **Попов Д.Н.,** д-р техн. наук, **Попов А.В.,** д-р техн. наук, **Рыбин В.В.,** д-р техн. наук, член-корр. РАН, **Трегубов Г.П.,** д-р техн. наук, **Сычев А.П.,** канд. физ.-мат. наук, **Скугаревская Н.В.** (ответственный секретарь)

СОДЕРЖАНИЕ

КОНСТРУИРОВАНИЕ, РАСЧЕТ, ИСПЫТАНИЯ И НАДЕЖНОСТЬ МАШИН

Зеленский А. А., Франц В. А., Семенищев Е. А. — Алгоритм планирования траектории рабочего органа манипулятора для привязки базисных систем координат с использованием технического зрения 3

Похабов Ю. П. — Анализ и оценка надежности высокоответственных технических систем единичного производства 7

Иванов А. С. — Испытания машин на надежность при их разработке 13

Тюлин А. Е., Богинский А. И., Чурсин А. А. — Создание ключевых технологических компетенций и их влияние на эффективность передовых космических технологий 18

Савельев С. В., Шушубаева М. К. — Конструкция и расчет нового рабочего органа уплотняющей дорожной машины 24

Зубков Е. В., Бурганова Н. Т., Ченчик В. В. — Нейронечеткое моделирование топливопотребления дизеля при динамических нагрузках 27

Захаров М. Н., Куц М. С. — Расчет силы затяжки болтов из условия равноопасности раскрытия стыка и усталостного разрушения 30

Асадова Ю. С., Макаров В. А. — Динамические методы калибровки автоматических средств контроля герметичности 34

Воронин Н. А., Кравчук К. С. — Методика определения адгезионной прочности тонких твердых покрытий 40

Воробьев Е. И., Зуев В. В., Филипов Д. Г. — Кинематическая точность механизмов относительного манипулирования в технологических системах 48

Проблемы трибологии — трения, изнашивания и смазки

Кохановский В. А., Глазунов Д. В. — Концепция унификации трибосистем 53

Лебедев Д. И., Винокуров Г. Г. — Автокорреляционные функции взаимодействия поверхностей трения износостойкого газотермического покрытия и стального контртела 56

ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ

Адаскин А. М., Григорьев С. Н. — Перспективы применения хромоникелевого сплава при изготовлении штампового инструмента для горячего деформирования труднообрабатываемых материалов 59

Коробова Н. В., Бадалян А. Ж., Дмитриев А. М. — Сокращение расчетов и числа измерений при исследовании деформаций заготовок по искажениям координатных сеток 65

Иванов А. М. — Разрушение низколегированной стали, подвергнутой интенсивной пластической деформации, при низкой температуре 70

Морозова Л. В., Раевских А. Н. — Исследование методами микроскопии дефектов в металлических деталях, полученных селективным лазерным сплавлением . . . 74

Сахвадзе Г. Ж., Кавтарадзе Р. З., Натриашвили Т. М., Сахвадзе Г. Г. — Усталостная долговечность материалов, упрочненных лазерно-ударно-волновой обработкой 79

Проблемы теории и практики резания материалов

Гречишников В. А. — Повышение точности формирования режущей кромки резца при нарезании наружных резьб глубокого профиля 86

CONTENTS

DESIGN, CALCULATION, TESTS AND RELIABILITY OF MACHINES

Zelenskiy A. A., Frants V. A., Semenishchev E. A. — Algorithm for planning the trajectory of the manipulator's working body for referencing of basic coordinate systems using technical vision

Pokhabov Yu. P. — Analysis and reliability assessment of high-responsible technical systems of unit production

Ivanov A. S. — Testing of machines for reliability in their development

Tyulin A. E., Boginskiy A. I., Chursin A. A. — Creation of key technological competences and their influence on the effectiveness of advanced space technologies

Savel'ev S. V., Shushubaeva M. K. — Design and analysis of a new working body of a compacting road machine

Zubkov E. V., Burganova N. T., Chenchik V. V. — Neuro-fuzzy simulation of diesel fuel consumption under dynamic loads

Zakharov M. N., Kuts M. S. — Calculation of the bolt tightening force from the condition of equal danger of joint opening and fatigue failure

Asadova Yu. S., Makarov V. A. — Dynamic methods for calibrating automatic facilities for monitoring leak tightness

Voronin N. A., Kravchuk K. S. — Methods for determining of adhesion strength of thin solid coatings

Vorob'ev E. I., Zuev V. V., Filipov D. G. — Kinematic accuracy of relative manipulation mechanisms in technical systems

Problems of tribology — friction, wearing away and lubrication

Kokhanovskiy V. A., Glazunov D. V. — The concept of unification of tribosystems

Lebedev D. I., Vinokurov G. G. — Autocorrelation functions of interaction of friction surfaces of wear-resistant gas-thermal coating and steel counterbody

MANUFACTURING ENGINEERING

Adaskin A. M., Grigor'ev S. N. — Prospects for the use of nickel-chromium alloy for the manufacture of die tools for hot deformation of hard-to-cut materials

Korobova N. V., Badalyan A. Zh., Dmitriev A. M. — Reduction of calculations and the number of measurements in the study of billets deformations due to distortions of coordinate grids

Ivanov A. M. — Destruction of low-alloyed steel subjected to plastic deformation at low temperature

Morozova L. V., Raevskikh A. N. — Research by methods of microscopy of defects in metal parts obtained by selective laser melting

Sakhvadze G. Zh., Kavtaradze R. Z., Natriashvili T. M., Sakhvadze G. G. — Fatigue durability of materials strengthened by laser-shock-wave processing

Problems of theory and practice of materials cutting

Grechishnikov V. A. — Improving the accuracy of formation of the tool cutting edge at cutting external threads of a deep profile

Технический редактор *Т. А. Шацкая*
Корректор *Е. В. Комиссарова*

Сдано в набор 28.07.2019. Подписано в печать 18.09.2019.
Формат 60 × 88 1/8. Бумага офсетная. Усл. печ. л. 10,78.

Перепечатка материалов из журнала "Вестник машиностроения" возможна при обязательном письменном согласовании с редакцией журнала; ссылка на журнал при перепечатке обязательна.
За содержание рекламных материалов ответственность несет рекламодатель.

© ООО «Издательство "Инновационное машиностроение"», "Вестник машиностроения", 2019

КОНСТРУИРОВАНИЕ, РАСЧЕТ, ИСПЫТАНИЯ И НАДЕЖНОСТЬ МАШИН

УДК 004.932.2

А. А. ЗЕЛЕНСКИЙ, канд. техн. наук, В. А. ФРАНЦ, Е. А. СЕМЕНИЩЕВ, канд. техн. наук (МГТУ "СТАНКИН"), e-mail: franz.va@yandex.ru

Алгоритм планирования траектории рабочего органа манипулятора для привязки базисных систем координат с использованием технического зрения

Рассматривается привязка координатных систем детали и инструмента к базовой системе координат манипулятора с использованием оптического дальномерного устройства и системы технического зрения. Учтены недостатки дальномерных оптических датчиков, ограничивающие работу с объектами с высокой отражательной способностью и эффектами подповерхностного рассеяния ввиду множества путей распространения световых лучей. Предложен алгоритм планирования траектории при построении трехмерной модели заготовки, сокращающий время сканирования при сохранении качества трехмерной модели.

Ключевые слова: алгоритм, траектория, манипулятор, техническое зрение, привязка, система координат, обучение, состязательное обучение.

The reference of the coordinate systems of a part and a tool to the base coordinate system of a manipulator using an optical distance measuring device and a technical vision system is considered. The disadvantages of distance-measuring optical sensors, limiting the work with objects with high reflectivity and the effects of subsurface scattering due to the many ways of propagation of light rays are taken into account. An algorithm is proposed for planning a trajectory when constructing a three-dimensional model of the workpiece, which reduces scanning time while maintaining the quality of the three-dimensional model.

Keywords: algorithm, trajectory, manipulator, technical vision, reference, coordinate system, training, competitive training.

Для создания гибких производственных ячеек и реализации промышленных предприятий по нормам Industry 4.0 необходима полная автоматизация производства. Выполнение технологических операций с помощью универсального робототехнического манипулятора (УРМ) требует объединение систем координат рабочего инструмента, автоматизированного комплекса и детали [1]. На этапе составления программы обработки технолог с учетом доступной конструкторской и технологической информации выбирает нулевую точку детали, относительно которой в дальнейшем рассчитываются все перемещения [2]. Задача оператора состоит в совмещении положения рабочего инструмента с нулевой точкой детали, т. е. осуществить привязку систем координат детали и инструмента к базовой системе координат УРМ. Данная процедура требует значительного времени и может занимать бóльшую часть обработки [3]. Поэтому автоматизация объединения систем координат в условиях гибких производственных ячеек, требующих большие временны́е затраты, весьма актуальна.

Цель настоящей работы — разработка алгоритма планирования траектории рабочего инструмента УРМ для привязки базисных систем координат с использованием технического зрения.

На этапе создания САПР-модели проектировщик отмечает положение нулевой точкой. Для совмещения модели и реального объекта используют системы сканирования трехмерных структур, в том числе и дальномерные камеры, которые характеризуются конусным объективом, в результате чего получают информацию о расстоянии от оптического центра системы видения до ближайшей поверхности [4]. Поэтому требуются решения следующих задач: планирование траектории дальномерного устройства при сборе трехмерных данных, совмещение собранных дальномерных данных для построения модели заготовки, регистрация полученной модели заготовки и САПР.

Рассмотрим автоматическую привязку системы координат заготовки и базовой системы координат УРМ с шестью степенями свободы. В экспериментах использовали промышленный робот Fanuc LR Mate 200iC, в качестве оптической системы построения карты глубины — сенсор Microsoft Kinect (МК) [5]. Устройство 3D-сканирования МК включает в себя: цветную камеру оптического диапазона; монохромную камеру ближнего инфракрасного

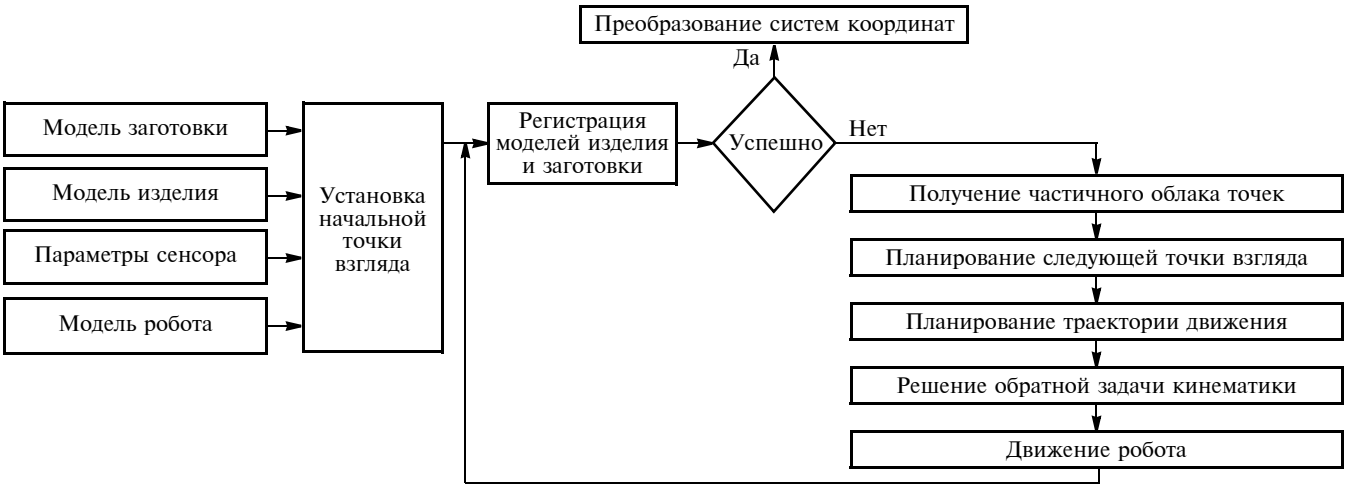


Рис. 1. Процедура привязки базисных систем координат

диапазона; инфракрасный проектор фиксированных точечных шаблонов с лазерным диодом (длина волны 850 нм). Стереобаза между проектором и инфракрасной камерой составляет 7,5 см. Сенсор МК позволяет получать карты глубины с кадровой частотой 30 Гц, но нельзя проанализировать оптически сложные поверхности, поэтому требуется алгоритм планирования движения системы сканирования.

На рис. 1 представлена блок-схема алгоритма привязки систем координат для организации планирования траектории рабочего органа УРМ, в которой используется последовательная передача данных. Выход из технологического цикла осуществляется условием совмещения систем координат заготовки ($O_pX_pY_pZ_p$) и инструмента ($O_tX_tY_tZ_t$) к базовой системе координат $O_bX_bY_bZ_b$ УРМ. За начало рабочей системы координат детали по осям X и Y выбирают центр или один из углов детали, а по оси Z — верхнюю поверхность детали. Формула преобразования системы координат: $b = \mathbf{R}p + \mathbf{T}$, где p — координаты точки в системе координат детали; b — координаты той же точки в базовой системе координат; $\mathbf{R}$ — матрица вращения размером 3 × 3; $\mathbf{T}$ — вектор переноса.

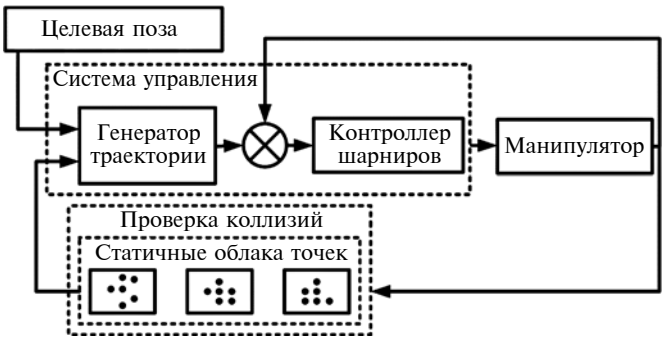


Рис. 2. Планирование и исполнение траектории УРМ

Для решения задачи автоматизированного нахождения **R** и **T** требуется построение трехмерной модели заготовки.

На рис. 2 представлена процедура планирования траектории УРМ, позволяющая выбрать точку фиксации кадра, минимизируя число утраченных элементов, используя алгоритм определения лучшего вида, который учитывает оптические свойства поверхности на основании анализа цветного изображения.

Для моделирования сложных оптических свойств поверхностей сцены будем рассматривать входное изображение как сумму ламбертовой и зеркальной составляющих. Для этого введем уравнение собственного разложения, основанное на уравнении рендеринга:

$$I = \int_{\Omega+} \rho(\omega_i, \omega_0)(N \cdot w_i) L(w_i) \mathrm{d}\omega_i, \qquad (1)$$

где ω_0 — направление взгляда; ω_i — направление освещения верхней полусферы $\Omega+$; N — направление нормали к поверхности объекта.

В выражении (1) каждый пиксель входного изображения I представлен как интеграл произведения функции L падающего освещения и функции ρ отражательной способности поверхности.

В общем случае отражательная способность поверхности является четырехмерной функцией, как правило, определяемой как двунаправленная функция распределения отражательной способности (BRDF — Bidirectional reflectance distribution function) [6]. Предложенные модели BRDF имеют схожую структуру с диффузным членом ρ_d, зеркальным членом ρ_s и соответствующими им коэффициентами α_d и α_s:

$$\rho = \alpha_d \rho_d(w_i, w_0) + \alpha_s \rho_s(w_i, w_0).$$

Характеристика зеркальной компоненты $\alpha_s s_s$ отличается от характеристики диффузной состав-

ляющей $\alpha_d s_d$. Зеркальное альбедо и затенение имеют высокочастотные пространственные изменения цвета, что делает разложение неоднозначным. Моделирование зеркальной отражающей способности приводит к неламбертовому расширению:

$$I = A \times S + R.$$

Входное изображение I разлагается на диффузное альбедо A, диффузное затенение S и зеркальный остаточный член R.

Для определения следующего лучшего вида анализом цветного изображения сцены предлагается алгоритм на основании сверточной нейронной сети. Подготовлены обучающая, тестовая и валидационная выборки; осуществлен выбор архитектуры сети; сформированы рекомендации по выбору гиперпараметров и предварительной обработке входных данных; проанализирована работа сети на естественных и синтетических данных. Численные эксперименты проведены с использованием языка Python и программного пакета Keras [7].

Входом служит изображение $I = I(u, v)$: $\Omega \to \mathrm{R}^3$ — трехмерный массив элементов растра, расположенных в узлах сетки $\Omega = \{1, ..., W\} \times \{1, ..., H\}$, где W и H — соответственно ширина и высота изображения. Каждому узлу сетки поставлен в соответствие вектор цветовых компонент $[R, G, B]^T \in \mathrm{R}^3$. На выходе формируется матрица трансформации следующего лучшего вида Tnb размером 4 × 4. Таким образом, задача определения следующего лучшего вида формулируется как задача регрессии. Вычисление Tnb состоит из двух этапов: построения дескрипторного описания входного изображения с помощью сверточной нейронной сети и регрессии с использованием полносвязной нейронной сети (рис. 3).

Выбор наилучшего следующего вида при наличии поверхностей, оптические свойства которых не описываются законом Ламберта, требует надежного моделирования разных аспектов как используемого дальномерного устройства, так и оптических свойств поверхности заготовки и окружающих предметов, что делает особенно значимым правильный выбор архитектуры используемой нейронной сети, а также особенностей процесса ее обучения.

Нейронная сеть обучается в два этапа: первый — обучение кодера — части сети, отвечающая за построение дескрипторного описания входного изображения; второй — к кодеру добавляется полносвязная нейронная сеть, обучающаяся регрессии на следующий лучший вид Tnb.

Кодер обучается по методу генеративного состязательного обучения [8], цель — построение дескрипторного описания, сохраняющего пространственную информацию и информацию об оптических свойствах поверхностей, находящихся в разных областях изображения. Обучающая выборка состоит из пары — цветное изображение и карта дефектов. На карте дефектов значение "0" присваивается пикселям изображения, для которых удалось определить глубину, пикселям, для которых определить значение глубины не удалось, присваивается значение "1".

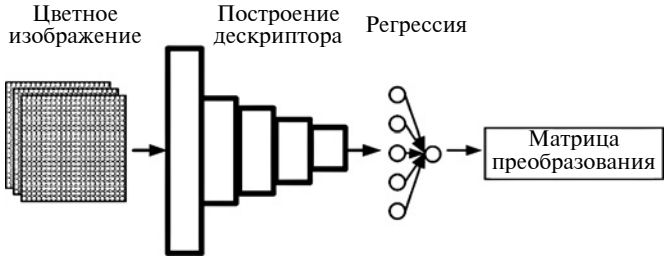


Рис. 3. Определение следующего лучшего вида как задача регрессии

Для сохранения пространственной информации и информации об оптических свойствах поверхностей, находящихся в разных областях изображения, сеть кодер обучается в составе сети кодер-декодер, которая обучается на восстановление карты дефектов (зависящей напрямую от типа сенсора и свойств сцены) по цветному изображению.

Архитектура нейронной сети кодер-декодер (генератора) (см. рис. 3) основана на архитектуре U-Net, предложенной в работе [9] и используемой в работе [6] для моделирования оптических свойств поверхности. Сеть содержит генератор и дискриминатор [10, 11] для дескрипторного описания, адекватно моделирующий оптические свойства сканируемой поверхности. И генератор, и дискриминатор используют модули из операций двумерной свертки, пакетной нормализации и выпрямляющей функции (RELU).

Архитектура генераторной части сети приведена на рис. 4.

Нейросетевые методы позволяют формулировать задачи предсказания областей, для которых невозможно восстановление карты глубины с использованием сенсора МК. На вход генератора поступает цветное изображение размером 256 × 256 пикс. На выходе формируется бинарная маска того же размера. Таким образом, происходит преобразование набора значений, взятых на равномерной сетке в выходную сетку высокого разрешения. Нулем помечается маска пикселей карты глубины, для которых, предположительно, не удастся получить надежную оценку. Вычислительные эксперименты показали, что данный подход позволяет получить дескрипторное описание, учитывающее и оптические свойства поверхности, и особенности конструкции сенсора.

Обучать сети, осуществляющие такое отображение, можно методами генеративно-состязательных нейронных сетей (ГСНС или GAN), которые отображают наблюдаемое изображение x и век-

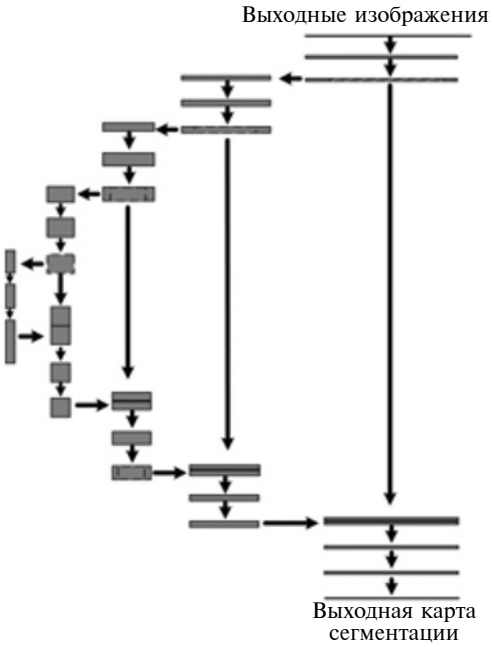


Рис. 4. Архитектура генераторной части нейронной сети

тор z случайного шума в выходное изображение: $y: G:\{x, z\} \to y$. Использование ГСНС [8] подразумевает одновременное обучение двух сетей: генератора (G) и дискриминатора (D). Задача дискриминатора состоит в том, чтобы определить — получен ли заданный экземпляр данных из обучающей выборки или сгенерирован сетью-генератором. Генератор и дискриминатор обучаются отдельно, но в рамках одной сети. Обучение нейронной сети осуществляется минимизацией целевой функции вида

$$L_{cGAN}(G, D) = E_{x, y \sim p_{data}(x, y)}[\log D(x, y)] + \\ + E_{x, y \sim p_{data}(x, y), z \sim p_z(z)}[\log(1 - D(x, G(x, z)))],$$

где генератор G стремится уменьшать значение целевой функции, а дискриминатор D стремится увеличить ее значение.

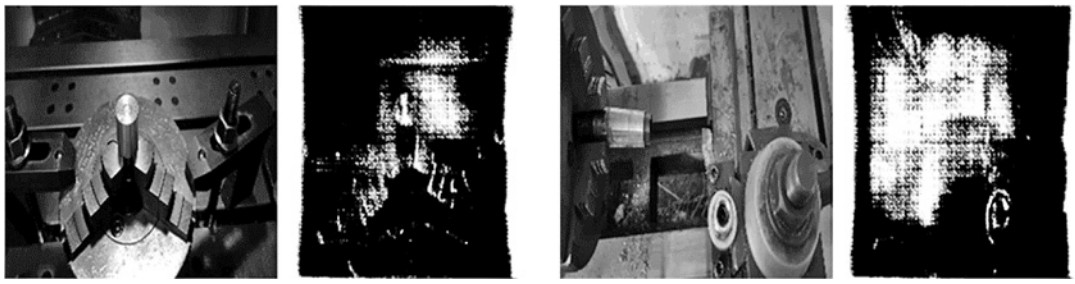
Для улучшения сходимости процедуры обучения дополнительно вводится регуляризация L_1, которую выполняли с помощью регулирующего члена целевой функции: $L_{L1}(G) = E_{x, y \sim p_{data}(x, y), z \sim p_z(z)} \times [\|y - G(x, z)\|_1]$. Итоговая целевая функция имеет вид: $G^* = \arg\min_G \max_D L_{cGAN}(G, D) + \lambda L_{L1}(G)$, где λ — параметр регуляризации.

Для повышения стабильности и сходимости нейронной сети применим метод пакетной нормализации BatchNorm. В качестве регуляризации, вносящей дополнительные ограничения на структуру сети и предотвращающей переобучение, использовали метод Dropout. В качестве функций активации в кодирующих слоях сети использовали LeakyRELU, а в декодирующих слоях — выпрямляющую функцию RELU. Данный выбор обусловлен наличием прямых связей между кодирующей и декодирующей частями генератора. В сверточных слоях использовали ядра размером 3 × 3, так как получаемая структура имеет минимальный размер фильтра, при котором обеспечивается работа со всеми пространственными направлениями. В качестве алгоритма оптимизации целевой функции используется вариант алгоритма стохастического градиентного спуска ADAM.

Дескриптор вычисляли так, чтобы блокам видеопоследовательности соответствовали близкие (относительно эвклидова расстояния) точки признакового пространства. Одновременно с этим предъявляется требование высокой дискриминативной способности. Применяли обучающую выборку, включающую в себя 10 000 пар изображений разрешением 256 × 256. Полученный набор данных используется для обучения логистической регрессии и позволяет определение новой искомой позиции, т. е. следующего лучшего вида.

Регистрация облака полученной трехмерной модели и САПР модели сводится к нахождению преобразования $q = \mathbf{R}p + \mathbf{T}$, совмещающего наборы из N точек, $\{p_1, ..., p_N\}$ и $\{q_1, ..., q_N\}$. На практике для поиска решения используют метод наименьших квадратов. Аналитическое решение получается минимизацией среднеквадратичной ошибки:

$$\phi(R, T) = \frac{1}{N}\sum_{i=1}^{N}\|R_{pi} + T - q_i\|^2.$$



а) *б*) *в*) *г*)

Рис. 5. Входные изображения (*а*, *в*) и результаты прогнозирования (*б*, *г*) потерянных областей при сканировании заготовок

Регистрация выполняется с помощью итеративного алгоритма нахождения ближайшей точки ICP. Полученная матрица преобразования из системы координат детали в координаты заготовки используется для поиска соответствий базисных точек CAD-модели и заготовки, что является искомым преобразованием *b*.

Пример прогнозирования потери трехмерной области при сканировании по анализу цветного изображения приведен на рис. 5, анализ которого показал, что представленный алгоритм можно использовать для планирования траектории перемещения рабочего органа УРМ при связи базисных систем координат на основании технического зрения. Это позволяет сократить время и автоматизировать объединение систем координат детали и УРМ.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Дорожкин И. Н., Дорожкина О. К., Шинкевич И. А.** Особенности внедрения цифрового цроизводства на основе автоматизации процессов производственного и операционного менеджмента на промышленном предприятии // Вестник МГТУ "Станкин". 2018. № 2. С. 112—116.
2. **Мороз А. Ю., Родионова А. В., Схиртладзе А. Г.** Сокращение затрат на оснастку при конструкторско-технологической подготовке машиностроительного производства изделий // Вестник МГТУ "Станкин". 2017. № 3. С. 110—113.
3. **Вороненко В. П., Седых М. И., Кузяхметова А. В.** Классификация потерь рабочего времени на машиностроительном производстве и причины их возникновения // Вестник МГТУ "Станкин". 2018. № 1. С. 61—65.
4. **Зеленский А. А., Письменскова М. М.** Метод распознавания действий человека на сложноструктурированных изображениях и фоне в виде стохастических текстур // Вестник МГТУ "Станкин". 2018. № 3. С. 116—120.
5. **Zhang Z.** Microsoft kinect sensor and its effect // IEEE multimedia. 2012. V. 19. № 2. P. 4—10.
6. **Learning** non-lambertian object intrinsics across shapenet categories / J. Shi, Y. Dong, H. Su // Proceedings of the IEEE Conference on Computer Vision and Pattern Recognition. 2017. P. 1685—1694.
7. **Chollet F.** Deep Learning mit Python und Keras: Das Praxis-Handbuch vom Entwickler der Keras-Bibliothek. MITP-Verlags GmbH & Co. KG, 2018. 447 p.
8. **Generative** adversarial nets / I. Goodfellow, F. Fischer, T. Brox // Advances in neural information processing systems. 2014. P. 2672—2680.
9. **Convolutional** networks for biomedical image segmentation / O. Ronneberger, F. Fischer, T. Brox // International Conference on Medical image computing and computer-assisted intervention. Springer, Cham, 2015. P. 234—241.
10. **Зеленский А. А., Франц В. А.** Генеративные состязательные нейронные сети для дескрипторного описания видеоизображений в задаче оценки визуального качества // Вестник МГТУ "Станкин". 2018. № 3. С. 86—90.
11. **Video** content verification using blockchain technology / A. A. Zelensky, V. Voronin, E. Semenishchev an et. // Proceedings of the IEEE International Conference on Smart Cloud. 2018. P. 208—212.

УДК 629.78-192

Ю. П. ПОХАБОВ, канд. техн. наук (АО "НПО ПМ — Малое Конструкторское Бюро", Красноярский край, г. Железногорск), e-mail: pokhabov_yury@mail.ru

Анализ и оценка надежности высокоответственных технических систем единичного производства

Обоснованы методы решения задач надежности высокоответственных технических систем единичного производства на основе утилитарного анализа конструкторских решений. Приведены результаты применения указанных методов для анализа и оценки надежности высокоответственных систем на практике.

Ключевые слова: высокоответственные технические системы, единичное производство, анализ надежности, конструкторско-технологический анализ надежности, оценка надежности.

The methods of solving the problems of reliability of critical technical systems of unit production based on the utilitarian analysis of design solutions are substantiated. The results of applying of these methods for the analysis and the assessment of the reliability of critical systems in practice are given.

Keywords: critical technical systems, unit production, reliability analysis, design and technological analysis of reliability, reliability assessment.

Маркетинговые приемы продвижения на рынок компьютерного инжиниринга CAD/CAE-систем выработали достаточно устойчивое представление, что разработка сложных технических систем является общедоступным занятием. Уже совершенно серьезно руководители первого в России краудфандингового проекта "Маяк" утверждают, что *"спутник может построить кто угодно при наличии финансирования"* [1], но почему-то после гибели космического аппарата (КА) им приходится оправдываться и подбадривать себя ожиданием будущих успехов. При желании несложно понять причины неудачи проекта по созданию КА "Маяк", поскольку по условиям его выполнения вся техническая документация, в отличие от документации профессиональных разработчиков КА, выложена в открытом доступе [2]. Беглого взгляда на разработанный пакет документов достаточно, чтобы обнаружить следующее: техническое задание (ТЗ) на разработку не выпущено; сборочные чертежи не

разрабатывались (были созданы только 3D-модели); расчеты надежности раскрытия солнечного отражателя не проведены; наземные испытания КА проведены без проверок функционирования механизма раскрытия после воздействия механических нагрузок; технологическая документация (ТД) не разработана; номенклатура и виды конструкторской документации (КД) не соответствуют требованиям ГОСТ 2.102—2013. Получается, что спутник, который создавался с единственной целью, чтобы раскрыть на орбите солнечный отражатель, разрабатывался по принципу "как получится, так и хорошо".

Конечно же, профессиональные разработчики КА не позволяют себе подобного легкомыслия, но и здесь ситуация далека от безупречной. Как показали экспертизы разработок трансформируемых конструкций КА [3—5], в КД содержится недопустимое число конструкторских ошибок, в частности: обнаружен недостаточный объем требований к изготовлению для обеспечения заданной надежности; грубо нарушаются правила конструирования; не проводятся расчеты размерных цепей; вскрылся поверхностно-формальный подход к проведению расчетов на прочность и надежность, что не позволяет даже отдаленно приблизиться к заданным показателям вероятности безотказной работы (ВБР) $P \geq 0{,}999$, установленным в ОСТ 92-4339—80.

Проблема заключается в том, что на привычную всем оторванность методик анализа и оценки надежности объектов космической техники от практики разработки КД, отмеченную в известной максиме Б. Е. Бердичевского: *"Считают надежность те, кто ее не умеет делать"* [6], наложился фактор быстродействия современных компьютеров, что вкупе с кажущейся непогрешимостью CAD/CAE-систем и директивно-волюнтаристическим сокращением сроков выпуска КД (сокращением финансирования) побуждает конструкторов принимать непродуманные решения.

Не каждый задумывается над тем, что компьютерные технологии призваны решить лишь одну-единственную задачу — повысить производительность и эффективность выполнения рутинных операций при вычерчиваниях и расчетах. Они ни в коей мере не способны исключать конструкторские ошибки в решениях, которые служат исходными данными для электронной обработки. Такие ошибки могут быть допущены при выборе физических принципов реализации технического задания, конструктивно-компоновочных, конструктивно-силовых и иных схемных решений, основных и вспомогательных материалов, допусков и посадок, технологий изготовления и т. п. Причины совершения конструкторских ошибок всегда лежат вне зоны возможностей компьютерных технологий, поэтому методы обнаружения и исключения таких ошибок должны быть составной частью методики разработки и создания высокоответственных технических систем.

При использовании CAD/CAE-систем процесс конструирования в общем случае включает три процедуры: подготовку и ввод информации в компьютер, компьютерную обработку данных (рисование и вычисления) и валидацию результатов компьютерной обработки. Выполнение начальной и конечной процедур является исключительной прерогативой человека, что требует проведения проверок правильности их выполнения другим человеком, причем важно, чтобы это был *"беспристрастный критичный проверяющий"* [7], обладающий соответствующими компетенциями и инструментариями.

Как известно, при конструировании решаются две основные задачи — достижение определенного уровня качества и сохранение этого уровня качества во времени [8]. Первая задача решается конструкторами эвристическими методами, а вторая задача должна решаться специалистами по надежности (*"беспристрастными критичными проверяющими"*) методами, построенными исключительно на утилитарных научных (системных) подходах [9].

Цель данной статьи — обосновать методы решения задач надежности на основе утилитарного анализа конструкторских решений, без чего создание высокоответственных систем единичного производства представляется вряд ли возможным.

Проблемы решения задач надежности высокоответственных систем

Для анализа и оценки надежности высокоответственных технических систем единичного производства использование математического аппарата теории надежности становится бессмысленным из-за невозможности получить статистические данные об отказах, без которых нельзя достоверно описать физическое поведение изделий с помощью моделей на основе законов распределения случайных величин. Более того, использование самой идеи презумпции отказов, которая вытекает из математических моделей теории надежности, для высокоответственных систем неприемлемо, поскольку методы их разработки и создания требуют превентивного исключения всех возможных отказов.

Такой же бессмысленной для высокоответственных систем становится идея экспериментального подтверждения надежности, поскольку на практике невозможно обеспечить необходимую для этого генеральную совокупность объектов испытаний. Положим, что для технической системы одноразового срабатывания требуется обеспечить безотказность не менее 0,9995. ВБР P такой системы определяется формулой [10]:

$$P = (1 - p)^{1/n}, \qquad (1)$$

где p — доверительная вероятность; n — число независимых однородных испытаний.

Исходя из равенства (1) для подтверждения требуемой безотказности, например, с доверительной вероятностью 0,9 необходимо провести не менее 4605 независимых однородных испытаний, что противоречит доктрине экономической целесообразности.

Из-за указанных препятствий по применению математического аппарата теории надежности в ракетно-космической технике широко используется методика расчетно-экспериментальной отработки работоспособности изделий на цифровых и инженерных моделях с имитацией внешних воздействий и нагрузок, действующих при эксплуатации [11]. Однако у такого подхода есть ограничение, которое вытекает из формулы полной вероятности

$$P(t) + Q(t) = 1. \qquad (2)$$

Здесь: $P(t) = P(\tau > t)$ — функция надежности (ВБР); $Q(t) = P(\tau < t)$ — функция отказа (вероятность отказа); τ — наработка до отказа.

Очевидно, что до определенного уровня требований к надежности точность расчетно-экспериментальной отработки работоспособности будет выше допустимых значений функции отказов и такой метод может быть приемлемым. Однако исходя из формулы (2), начиная уже как минимум с ВБР $P \geq 0{,}999$, необходимо предоставлять доказательства того, что фактическая отказоспособность изделий соответствует функции отказа не ниже допустимой, т. е. $Q \leq 0{,}001$. Для высокоответственных изделий это требует дополнительно к расчетно-экспериментальной отработке работоспособности проводить анализы на отказоспособность.

Наконец, определение термина "работоспособное состояние" в ГОСТ 27.002—89, не говоря уже о новой редакции ГОСТ 27.002—2015, приведено в нечеткой формулировке, которая не предусматривает процедур и критериев установления необходимого и достаточного объема требований в КД для достижения заданной работоспособности. В результате риск отсутствия тех или иных требований в КД может оказаться выше допустимой вероятности отказов и, как следствие, привести к недостижению заданных показателей надежности. Например, исследованием производственных причин отказов было установлено, что от 5 до 16 % отказов вызваны явлениями, не учтенными и не регламентированными требованиями КД и ТД [12]. В результате этого может оказаться следующее:

границы функциональных возможностей изделий в КД не определены, определены нечетко либо некорректно;

не приняты во внимание худшие комбинации внешних воздействующих факторов и режимов работы;

не учтено техническое состояние изделий после изготовления.

Таким образом, при разработке высокоответственных систем необходимо обеспечить соблюдение условий релевантности параметров требованиям КД согласно ГОСТ 27.002—89.

Предпосылки к решению задач надежности высокоответственных систем

В условиях непригодности математического аппарата теории надежности императивом обеспечения надежности высокоответственных технических систем единичного производства является исключение их отказов в заданных условиях и режимах применения, технического обслуживания, хранения и транспортирования.

Для реализации подхода к решению задач надежности высокоответственных технических систем требуется соблюсти условия выполнимости следующих гипотез:

любой механический объект изготовляется людьми, а значит, на момент создания принципы его организации им известны и понятны [13];

поскольку в спецификациях и чертежах на изготовление любого технического объекта должны содержаться все самые мельчайшие детали, то конструктору известны, какие именно функции они выполняют, соответственно, существует возможность другому человеку провести анализ на выполнимость этих функций и определить причины, по которым эти функции могут быть не выполнены.

Несоответствие указанным гипотезам приводит к невозможности создания высокоответственных технических систем. При соблюдении же указанных гипотез подход к решению задач надежности может быть построен на основе следующих терминологических определений и понятий:

отказ — событие, заключающееся в нарушении работоспособного состояния объекта (ГОСТ 27.002—2015), или действие, заключающееся в переходе через одно из предельных состояний (реализация запредельных состояний) (ДБН В.1.2-14—2009);

предельное состояние — состояние объекта, при котором его дальнейшая эксплуатация недопустима или нецелесообразна, либо восстановление его работоспособного состояния невозможно или нецелесообразно (ГОСТ 27.002—2015);

работоспособное состояние (работоспособность) — состояние объекта, при котором значения всех параметров, характеризующих способность выполнять заданные функции, соответствуют требованиям нормативно-технической и (или) конструкторской (проектной) документации (ГОСТ 27.002—89), или состояние объекта, в котором он способен выполнять требуемые функции (ГОСТ 27.002—2015);

функция — описание (как правило, вербальное) служебного назначения изделия, т. е. того, что должно делать изделие (составная часть) при его применении (использовании) (ГОСТ Р 53394—2009);

функционирование — выполнение в объекте (системе) процесса (процессов), соответствующего (соответствующих) заданному алгоритму и (или) проявление объектом заданных свойств (ГОСТ 22487—77);

свойство — философская категория, выражающая такую сторону предмета, которая обусловливает его различие или общность с другими предметами и обнаруживается в ее отношении к ним [14];

свойства — отношения предметов в виде взаиморасположения, взаимосвязи и взаимодействия, связанные между собой иерархической структурой простых, сложных свойств и главного свойства (качества) [8];

надежность — свойство объекта сохранять во времени в установленных пределах значения всех параметров, характеризующих способность выполнять требуемые функции в заданных режимах и условиях применения, технического обслуживания, хранения и транспортирования (ГОСТ 27.002—89), или свойство сохранять стабильность качества либо свойств предметов [8];

стабильность — отсутствие особых причин изменчивости (ГОСТ Р 51814.3—2001);

параметр — признак или величина, характеризующая какое-либо свойство объекта и принимающая различные значения (ГОСТ Р 57188—2016).

Из приведенных гипотез, терминологических определений и понятий следует, что на основании анализа КД всегда существует возможность выявить функции изделия, которые должны быть выполнены при эксплуатации (эксплуатация, согласно ГОСТ 25866—83, *в общем случае включает в себя использование по назначению, транспортирование, хранение, техническое обслуживание и ремонт*). Эти функции могут быть выражены с помощью свойств изделия, которые должны быть проявлены при функционировании. Любые свойства могут быть количественно определены через параметры X_i. Безотказное функционирование изделия возможно, если значения параметров, характеризующих требуемые свойства, не будут выходить за пределы, определяющие работоспособное состояние, границей которого является предельное состояние:

$$X_i^{\text{мин}} \le X_i \le X_i^{\text{макс}}, \qquad (3)$$

где $X_i^{\text{мин}}$, $X_i^{\text{макс}}$ — значения параметров, определяющих предельное состояние изделия.

Надежность $P(t)$ проявления i-го свойства определяется стабильностью соответствующего параметра X_i при наработке и вычисляется по формуле

$$P_i(t) = P[X_i^{\text{мин}} \le X_i(\tau) \le X_i^{\text{макс}};\ 0 \le \tau \le t]. \qquad (4)$$

С учетом выражения (4) и применения метода свертки параллельно-последовательной структуры в простую последовательную структуру [15], расчет обобщенного параметра надежности всегда может быть сведен к формуле

$$P(t) = \prod_{i=1}^{n} P_i(t). \qquad (5)$$

Подход к решению практических задач надежности

Применение приведенных рассуждений на практике становится возможным в случае использования условий отрицательных суждений (антитезисов) [16] для определения свойств критичных элементов (КЭ), отказы которых приводят к нарушению выполнения требуемых функций.

Каждый отказ может произойти только вследствие конкретных причин, непосредственно их порождающих, которые возникают, существуют и развиваются в условиях совокупных факторов внешней среды и режимов работы изделий. Любая причина отказа становится невозможной, если соответствующему КЭ изделия придать такие свойства, которые обеспечивали бы безотказность его работы и были бы заранее предусмотрены и надлежащим образом учтены при конструировании.

Искомые свойства могут быть обнаружены в результате построения логических формул типа *"для того, чтобы исключить причину отказа в виде..., необходимо, чтобы (такой-то) КЭ обладал свойством..."*. Логическая схема такого анализа требует выявить условия и причины возникновения отказов, используя в качестве исходного предвзятое суждение, основанное на том, что отказ какого-либо КЭ уже "произошел". Если при конструировании предприняты и документально подтверждены необходимые и достаточные меры, которые устраняют причины возможных отказов, то это доказывает, что вышеозначенное отрицательное суждение ложно и, следовательно, безотказность обеспечена. Таким образом, любая возможная причина отказа может парироваться приданием КЭ строго определенного свойства, которое должно быть реализовано в КД и осуществлено при изготовлении. При должной квалификации эксперта с помощью указанной процедуры могут быть выявлены практически все свойства КЭ, которые обеспечивают безотказность изделия. Цель такой процедуры — мак-

симально уменьшить отказоспособность изделия и, как следствие, вероятность отказа в формуле (2).

Выявленные таким образом свойства могут быть выражены количественно с помощью параметров X_i и представлены в виде вектор-столбца, определяющего полную функциональность изделия:

$$X = (X_1, X_2, ..., X_i)^{\mathrm{T}} \quad \forall i = (\overline{1, n}). \qquad (6)$$

Вектор-столбец (6) является основой параметрической модели функционирования изделия и составления контрольного списка параметров, характеризующей способность выполнять заданные функции. При этом каждый из параметров X_i (6) приводится к виду (3) на основании ограничений, накладываемых требованиями ТЗ на разработку, а каждому из параметров контрольного списка должны соответствовать установленные в КД требования.

С помощью формул (4), (5) оценивают надежность на этапе разработки проектной КД (ГОСТ 2.103—2013). Основной задачей оценки надежности на этапе проектирования является обоснование выбора параметров изделия, обеспечивающих безусловное выполнение заданных функций при эксплуатации.

Целью разработки рабочей КД (ГОСТ 2.103—2013) является установление необходимых и достаточных требований для изготовления и эксплуатации изделия. Соответственно, задача анализов надежности на этапе конструирования заключается в оценке рисков отказов из-за отсутствия в КД требований для реализации соответствующих параметров X_i, к числу которых могут относиться риски, связанные с непроведением необходимых расчетов и испытаний. Цель данной процедуры анализа — снизить вероятность отказов (2) из-за рисков неустановления необходимых и достаточных требований в КД.

На этапах технологической подготовки производства и изготовления задача анализов надежности заключается в оценке рисков отказов из-за невыполнения или ненадлежащего выполнения указанных требований при разработке ТД, изготовлении и техническом контроле. Цель данной процедуры анализа — снизить вероятность отказов (2) из-за рисков невыполнения требований КД на производстве.

Проявление или не проявление любого из заданных свойств КЭ из-за неустановления требований в КД, их невыполнения или ненадлежащего выполнения рассматривается как событие C_i. Вероятность совершения каждого из таких событий $P(C_i)$ определяется формулой

$$P(C_i) = p_i \cdot P_i(t), \qquad (7)$$

где p_i — корректирующий коэффициент, определяемый экспертным путем; $P_i(t)$ — расчетная величина проявления i-го свойства (4).

Для вычисления обобщенного параметра надежности $P(C)$ с учетом равенства (7) используется формула

$$P(C) = \prod_{i=1}^{n} P(C_i). \qquad (8)$$

Корректирующие коэффициенты p_i можно получить, используя метод балльных оценок критичности отказов:

$$p_i = 1 - Q_i,$$

где Q_i — ожидаемая вероятность отказа i-го элемента согласно шкале балльных оценок критичности отказов по ГОСТ 27.310—95.

То, что в формулах проектной (5) и конструкторско-технологической (8) надежности используются одни и те же величины $P_i(t)$, позволяет на любой из стадий жизненного цикла изделия оценивать надежность технических систем с единых, общих позиций.

Методика оценки надежности по выражению (5) [или (8)] без применения математического аппарата теории надежности получила название конструкторско-технологический анализ надежности (КТАН).

КТАН включает в себя взаимосвязанные методы, каждый из которых предоставляет исходные данные для осуществления последующих методов:

1) метод функционального анализа для выявления функций изделия, которые должны быть выполнены при эксплуатации, и определения возможных отказов как следствий нарушения условий функционирования;

2) метод проведения анализа худшего случая для выявления причин возможных отказов при худших сочетаниях факторов технического состояния изделия, режимов и условий его эксплуатации;

3) метод парирования отказов для выявления свойств КЭ изделия, при которых причины отказов становятся невозможными;

4) метод параметризации (оцифровки) для количественной характеризации свойств КЭ через параметры в заданных предельных состояниях (3);

5) метод проведения анализа КД и ТД на соответствие параметров КЭ установленным требованиям;

6) метод проведения анализа (оценки) надежности для оценки выполнения заданных показателей надежности, с учетом результатов проектной (5) и/или конструкторско-технологической (8) надежности.

Заключение

Методика проведения КТАН опробована на практике при экспертизе механизмов одноразового срабатывания, которые используются на КА и в технологическом оборудовании нефтяных скважин [3—5].

Результаты применения КТАН во всех случаях использования позволили:

1) выявить конструкторские и технологические ошибки в технической документации;

2) провести оценку эффективности расчетно-экспериментальной отработки работоспособности;

3) обосновать необходимость и достаточность требований, установленных в КД;

4) исключить недопустимые сочетания параметров конструкции введением соответствующих конструктивных ограничений, условий изготовления и контроля;

5) сделать выводы об отказоспособности изделий;

6) оценить выполнение заданных требований к надежности;

7) дать рекомендации по изменению конструкции изделий для обеспечения заданной надежности.

К недостаткам использования КТАН относятся некоторое увеличение объемов работ при разработке КД и потребность в специалистах, способных эффективно пользоваться представленной методикой проведения анализа. Первый недостаток с лихвой компенсируется качеством выпускаемой КД, что в соответствии с правилом десятикратных затрат [17] позволяет резко снизить материальные затраты на исправление ошибок конструирования на этапах испытаний, изготовления опытной партии и эксплуатации. Второй недостаток компенсируется целенаправленной подготовкой специалистов с требуемыми компетенциями, что в конечном итоге *"как средство для развития последовательных проектных правил"* [18] способно привести к повышению качества конструкторских разработок с применением CAD/CAE-систем.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **И что, правда** спутник может построить кто угодно? [Электронный ресурс] // Mayak: сайт проекта. URL: http://cosmomayak.ru/ (28.11.2017).

2. **Технологии** [Электронный ресурс] // Mayak: сайт проекта. Режим доступа: http://cosmomayak.ru/technology (28.11.2017).

3. **О результатах** проведения анализа надежности механических устройств раскрытия панелей солнечных батарей МКА НТ-100 / И. А. Горн, Н. Ю. Иванцов, В. В. Скрябин, Ю. П. Похабов // Решетневские чтения: материалы XX Юбилейной междунар. науч. конф., посвященной памяти генерального конструктора ракетно-косм. систем акад. М. Ф. Решетнева (9—12 ноября 2016 г., г. Красноярск). Красноярск: СибГАУ, 2016. Ч. 1. С. 620, 621.

4. **Похабов Ю. П.** Технология разработки изделий одноразового срабатывания с малой вероятностью отказов // Наука и технологии. Т. 3. Материалы XXXVII Всероссийской конф., посвященной 70-летию Государственного ракетного центра им. акад. В. П. Макеева. М.: РАН, 2017. С. 43—50.

5. **Похабов Ю. П.** Проблемы обеспечения надежности раскрытия трансформируемых конструкций // Решетневские чтения [Электронный ресурс]: материалы XXI междунар. науч.-практ. конф., посвященной памяти генерального конструктора ракетно-косм. систем акад. М. Ф. Решетнева (8—11 ноября 2017 г., г. Красноярск). Электрон. текстовые данные. Красноярск, 2017. Ч. 1. С. 162, 163. URL: https://reshetnev.sibsau.ru/page/materialy-konferentsii (28.11.2017).

6. **Ушаков И. А.** Надежность — мой компас земной, а удача награда за смелость. Human factors in reliability или Неформальная история теории надежности [Электронный ресурс] // Gnedenko e-Forum: International Group on Reliability. URL: http://gnedenko-forum.org/history.htm (28.11.2017).

7. **Bowden M. L.** Deployment devices // Space Vehicle Mechanisms — Elements of Successful Design, Edited by Peter L. Conley. John Wiley & Sons, Inc., 1998. P. 495—542.

8. **Похабов Ю. П.** О философическом аспекте надежности на примерах уникальных высокоответственных систем // Надежность. 2015. № 3. С. 16—27.

9. **Похабов Ю. П.** Подход к обеспечению надежности уникальных высокоответственных систем на примере крупногабаритных трансформируемых конструкций // Надежность. 2016. № 1. С. 24—36.

10. **Шор Я. Б., Кузьмин Ф. И.** Таблицы для анализа и контроля надежности. М.: Советское радио, 1968. 268 с.

11. **Космические вехи:** сб. науч. трудов, посвященный 50-летию создания ОАО "ИСС" им. акад. М. Ф. Решетнева. Красноярск: ИП Суховольская Ю. П., 2009. 704 с.

12. **Проничев Н. Д., Шулепов А. П.** Технологические методы обеспечения надежности двигателей летательных аппаратов [Электронный ресурс]: электрон. учеб. пособие. Самара, 2011. 1 эл. опт. диск (CD-ROM). Минобрнауки России, Самар. гос. аэрокосм. ун-т им. С. П. Королева (нац. исслед. ун-т). Электрон. текстовые и граф. данные.

13. **Богданов А. А.** Тектология: Всеобщая организационная наука. В 2-х кн. М.: Экономика, 1989. Кн. 1. 304 с.

14. **Большая Советская** Энциклопедия. В 30 т. / Гл. ред. А. М. Прохоров. М.: Советская энциклопедия, 1970—1978.

15. **Проектировани**е и надежность лазерных комплексов специального назначения / А. В. Белов, А. С. Борейшо, А. В. Морозов, С. Ю. Страхов // Под ред. А. С. Борейшо. СПб.: БГТУ, 2014. 347 с.

16. **Герсеванов Н. М.** Применение математической логики к расчету сооружений: Собрание сочинений. М.: Стройвоенмориздат, 1948. Т. 1. С. 123—203.

17. **Барт Т. В.** Управление качеством. М.: Изд-во МИЭМП, 2010. 256 с.

18. **EN 1990:2002.** Eurocode — Basis of structural design. Brussels: European Committee for Standardization, 2005. 116 p.

УДК 621-192.002.5

А. С. ИВАНОВ, д-р техн. наук (МГТУ им. Н. Э. Баумана), e-mail: a-s-ivanov@yandex.ru

Испытания машин на надежность при их разработке

Для невосстанавливаемых и восстанавливаемых машин изложен метод подтверждения требуемых значений показателя безотказности, позволяющий сократить объем необходимых для этого испытаний форсированием их режима или измерениями перед испытаниями, а также после их окончания параметра, определяющего работоспособность по данному виду отказа, и прогнозированием изменения этого параметра.

Ключевые слова: вероятность безотказной работы, средняя наработка между отказами, нижняя граница, доверительная вероятность, контроль невозможности у машины отдельных видов отказов, форсирование режима испытаний.

For non-recoverable and recoverable machines, a method is presented for confirming the required values of the reliability indicator, which allows reducing the amount of tests required to do this by forcing their mode or by measurements before testing, and also after their completion the parameter determining the performance on this type of failure and predicting the change of this parameter.

Keywords: probability of failure-free operation, mean time between failures, lower limit, confidence level, control of the impossibility of certain types of failures on a machine, forcing of a test mode.

В семидесятые годы прошлого века обеспечению надежности отечественной техники уделялось повышенное внимание, благодаря чему наша страна в те годы не уступала лидирующих позиций по надежности продукции, выпускавшейся Министерствами как общего, так и среднего машиностроения СССР. Поэтому наша страна была мировым лидером в освоении космоса и атомной энергии. В настоящее время эти позиции утеряны: затонула с экипажем подводная лодка "Курск" (2000 г.), разрушился второй блок гидрогенератора Саяно-Шушенской ГЭС (2009 г.) с ущербом для страны 7,3 млрд руб., произошла авария ракеты-носителя "Союз ФГ" с международным экипажем космонавтов, но без человеческих жертв (2018 г.), затонул около Мурманска самый большой в России плавучий ДОК ПД-50, при этом пострадал авианесущий крейсер "Адмирал Кузнецов" (2018 г.). Чтобы избежать подобных аварий и обеспечить востребованность продукции машиностроения на мировом рынке, необходимо на основе достижений прежних лет развивать методы обеспечения надежности машин.

Согласно ГОСТ 27.002—2015 "Надежность в технике. Термины и определения" нормируемыми показателями безотказности объектов (надежности в узком смысле) являются вероятность $P(t)$ безотказной работы в течение назначенного ресурса t для невосстанавливаемых и средняя наработка T между отказами для восстанавливаемых объектов. Обеспечение надежности подтверждают результатами испытаний, при которых нормируемый показатель $P(t)$ или T надежности объекта должен быть не ниже его нижней границы $P_н(t)$ или $T_н$ с доверительной вероятностью α:

$$\text{Вер}[P_н(t) \le P(t)] = \alpha \text{ или } \text{Вер}[T_н \le T] = \alpha.$$

План испытаний на надежность — это совокупность правил, устанавливающих число N испытуемых объектов, допустимое число n отказов, время $t_и$ испытаний, которое может быть больше, меньше или равно t, доверительную вероятность α полученной оценки. На этапе испытаний опытных образцов, как правило, принимают $\alpha = 0{,}7 \div 0{,}8$, а при серийном производстве доверительную вероятность доводят до $0{,}9 \div 0{,}95$.

Для невосстанавливаемых объектов при оценке нижней границы вероятности безотказной работы используют биномиальное распределение [1, 2], при котором $P_н(t)$ является решением уравнения

$$\sum_{i=0}^{n} \frac{N!}{i!(N-i)!} P_н^{(N-i)}(t)[1 - P_н(t)]^i = 1 - \alpha. \quad (1)$$

Пример 1. В течение времени $t_и$ испытано $N = 20$ объектов. Возникло $n = 4$ отказов. Оценить с доверительной вероятностью $\alpha = 0{,}7$ нижнюю границу вероятности безотказной работы объекта за это время.

Решение.

При заданных параметрах уравнение (1) имеет вид:

$$\sum_{i=0}^{4} \frac{20!}{i!(20-i)!} P_н^{(20-i)}(t)[1 - P_н(t)]^i = 1 - 0{,}7,$$

откуда $P_н(t) = 0{,}719$.

При безотказных испытаниях ($n = 0$) уравнение (1) принимает вид:

$$P_н(t) = \sqrt[N]{1-\alpha}. \quad (2)$$

Физический смысл формулы (2) поясняет такое рассуждение. Пусть $n = 0$, тогда при $N = 1$ и $\alpha = 0{,}5$ по формуле (2) получаем $P_н(t) = 0{,}5$. Согласно этому результату, если испытан один объект и он не отказал, можно предположить с 50-процентной долей сомнения, что лишь 50 % генеральной совокупности объектов не откажет при их работе в течение времени t, т. е. равновероятно, что любой

объект генеральной совокупности откажет или нет при работе в течение этого времени. Из анализа формулы (2) следует, что испытания единичных образцов ($N = 1 \div 4$) в течение назначенного ресурса не позволяют подтвердить высокие показатели надежности объекта, так как наработка до отказа разных экземпляров — величина случайная и отсутствие выхода из строя испытуемых образцов (выборки) не означает, что другие объекты из генеральной совокупности не откажут.

Пример 2. В течение времени $t_и$ испытано $N = 11$ объектов. Отказов не возникло ($n = 0$). Оценить с доверительной вероятностью $\alpha = 0{,}7$ нижнюю границу вероятности безотказной работы объекта за это время.

Решение.

Согласно уравнению (2)

$$P_н(t) = \sqrt[11]{1 - 0{,}7} = 0{,}90.$$

Результат решения свидетельствует о том, что для подтверждения выполнения неравенства $P(t) \geq 0{,}9$ с доверительной вероятностью 0,7 достаточно испытать 11 объектов и не иметь отказов в течение времени t.

Для восстанавливаемых объектов при оценке нижней границы $T_н$ средней наработки между отказами часто предполагают [3], что средняя наработка между отказами распределена экспоненциально (такое распределение справедливо для станков [4], роботов и других машин), и в этом случае, если испытания прекращаются после окончания времени испытаний, применяют формулу, основанную на использовании распределения χ-квадрат с $2(n + 1)$ степенями свободы [1]:

$$T_н = \frac{2t_\Sigma}{\chi^2_{1-\alpha;\ 2(n+1)}}, \qquad (3)$$

где t_Σ — суммарная наработка объектов; $\chi^2_{1-\alpha;\ 2(n+1)}$ — параметр распределения χ-квадрат (табл. 1).

Пример 3. Назначенный ресурс $t = 600$ ч. В течение этого времени испытано 2 объекта. Отказов не возникло ($n = 0$). Оценить с доверительной вероятностью $\alpha = 0{,}8$ нижнюю границу $T_н$ наработки между отказами.

Таблица 1

Распределение χ-квадрат с $2(n + 1)$ степенями свободы

n	$\chi^2_{1-\alpha;\ 2(n+1)}$ при α		
	0,7	0,8	0,9
0	2,41	3,22	4,6
1	4,9	6,0	7,8
2	7,2	8,6	10,6
3	9,5	11,0	13,4
4	11,8	13,4	16,0
5	14,8	15,8	18,5

Решение.

Суммарная наработка объектов составляет $t_\Sigma = 1200$ ч.

Взяв из табл. 1 при $\alpha = 0{,}8$ и $n = 0$ параметр распределения $\chi^2_{1-\alpha;\ 2(n+1)} = 3{,}22$, по формуле (3) получаем:

$$T_н = \frac{2 \cdot 1200}{3{,}22} = 740 \text{ ч.}$$

Испытания на надежность, результаты которых использованы в примерах 1, 2 и 3, связаны с большими затратами, так как для проведения испытаний необходимо выделить соответствующие испытательные площади и испытательное оборудование, изготовить необходимое число объектов, которые после окончания испытаний будут списаны вследствие выработки назначенного для них ресурса, и затратить значительное время на испытания. Поэтому применительно к машинам на этапе испытаний опытных образцов более целесообразно обеспечивать надежность отработкой конструкций узлов и деталей, контролируя невозможность отдельных видов их отказов.

Путем обобщения опыта конструирования и эксплуатации был составлен перечень основных отказов машин [3] (табл. 2).

Зная требования к эксплуатационным показателям, а также число деталей и сопряжений машины, можно оценить число w основных возможных видов ее отказов. Машина, на которую задано D требований по показателям работы, состоящая из V деталей, M подвижных и L неподвижных сопряжений, может иметь, согласно табл. 2, до D отказов по снижению показателей, до $4V$ видов поломок, до $2M$ отказов из-за схватывания или недопустимого износа подвижных и L нарушений прочности неподвижных сопряжений:

$$w = D + 4V + 2M + L.$$

Энергетические машины, преобразующие энергию из одного вида в другой, и специальные машины могут иметь кроме отказов названных видов специфичные отказы, как например, пробой изоляции, прогорание камеры сгорания и др. Перечень отказов машин, особенно автоматизированных и комплексов машин, следует дополнять возможными отказами в системах управления.

Как правило, рассматривают число возможных отказов, многократно меньшее w, так как расчеты, опыт конструирования и эксплуатации подобных машин показал, что многие из отказов практически не возникают. Так, корпусные детали обычно не отказывают или отказывают только по износу подвижных сопряжений (в частности, направляющих скольжения), валы, как правило, отказывают только по усталостной прочности, зубчатые колеса нор-

Таблица 2

Основные виды отказов машин

Объекты	Примеры объектов	Виды отказов
Машины	Станки и другие технологические машины	Снижение точности
	Энергетические и транспортные машины	Снижение КПД
	Технологические и транспортные машины	Снижение производительности
	Большинство машин, особенно транспортные машины и станки	Повышенные шум и вибрация
	Все машины	Повышенные расходы на эксплуатацию
Детали	Детали, работающие с большой начальной затяжкой, подверженные весовым нагрузкам или внутреннему давлению	Пластические деформации (искривление, вытяжка, осадка, обмятие)
	Валы, пружины, зубья колес, подшипники качения, рамы транспортных и кузнечно-прессовых машин	Усталостные трещины, усталостные выкрашивания
	Лопатки и диски турбин, пружины, болты, шпильки, коллекторы электродвигателей, стенки котлов, детали из полимеров	Ползучесть, релаксация напряжений
	Детали из хрупких материалов или работающие при ударных нагрузках, детали с большими остаточными напряжениями или работающие при низких температурах	Хрупкие разрушения
Неподвижные сопряжения	Фрикционные и герметические соединения	Нарушения прочности или плотности соединений
Подвижные сопряжения	Тормозные колодки, траки гусеничных машин, лемехи плугов, диски и обкладки муфт и тормозов, зубья колес, щетки электродвигателей	Предельный износ
	Передачи зацеплением, подшипники скольжения, подшипники качения с пластичным смазочным материалом	Схватывание, заедание, повышенное трение
	Сопряжение кольца плавающего подшипника с корпусом, шлицевые соединения с малым натягом	Заклинивание из-за фреттинг-коррозии
	Подшипники, червячные передачи	Защемление или распор вследствие температурных деформаций

мализованные или улучшенные — только по контактной прочности, закаленные — по изгибной и контактной прочности.

Обычно ресурс по возможному виду отказа машины зависит от уровня возникающих в деталях ее узла напряжений, температуры узла и других факторов. Если характер этой зависимости изучен, то длительность испытаний можно сократить в $k_у$ раз (с времени t до времени $t_ф$) форсированием их режима:

$$t_ф = t/k_у, \qquad (4)$$

где $k_у = t_{ср}/t_{ср.ф}$ — коэффициент ускорения; $t_{ср}$, $t_{ср.ф}$ — средние наработки до отказа данного вида в нормальном и форсированном режимах.

Значения $k_у$ вычисляют по зависимостям, связывающим ресурс с форсирующими факторами (табл. 3) [3]. Для усталостных повреждений в зоне наклонной ветви кривой Велера и для отказов по механическому износу зависимость между ресурсом $t_{ср}$ и напряжениями в детали имеет вид $\sigma^m t_{ср} = \text{const}$. Для электрической изоляции принимают приближенно справедливым "правило 10 градусов", заключающееся в том, что при повышении температуры на 10 °С ресурс изоляции сокращается приблизительно в 2 раза. Ресурс смазочных материалов в подшипниках можно принимать снижающимся вдвое с повышением температуры для органических смазок на 9÷10 °С и для неорганических — на 12÷20 °С.

Виды отказов, связанные с постепенным изменением какого-либо параметра, такие, как повышение силы (момента) трения подвижных сопря-

Таблица 3

Коэффициенты ускорения

$k_у$	Вид отказа	m
$\left(\frac{\sigma_ф}{\sigma}\right)^m$	Усталостные повреждения улучшенных и нормализованных сталей при переменном изгибе.	6*
	Усталостные повреждения закаленных сталей при переменном изгибе.	9÷12*
	Усталостные выкрашивания при контактном нагружении с начальным контактом по линии.	6*
	Предельный износ в условиях скудного смазывания.	1÷2
	Предельный износ в условиях периодического или постоянного смазывания, но при отсутствии жидкостного трения	3
$\frac{\theta_ф - \theta}{10} m$	Пробой электрической изоляции, отказы микросхем.	2
	Отказы из-за старения органических смазочных материалов.	2,1÷2,2
	Отказы из-за старения неорганических смазочных материалов	1,6÷1,7

Примечания: 1) $\sigma_ф$, σ, $\theta_ф$, θ — напряжения и температуры в форсированном и номинальном режимах; 2) * — в наклонной зоне кривой усталости Велера.

жений, износ подвижных сопряжений, снижение сопротивления изоляции, залипание контактов реле, повышенное искрение на коллекторе электродвигателя, пропуск импульсов фотосчитывающего устройства датчика положения следящего привода, засорение и закоксовывание трубопроводов и клапанов гидрооборудования, можно прогнозировать по изменению соответственно силы (момента) трения, интенсивности изнашивания, сопротивления изоляции, площади подгоревшей поверхности, сопротивления в контакте, площади светопропускающей поверхности, сечения канала при его закоксовывании. Если определяющий работоспособность параметр измерен перед испытаниями ($x_{н.i}$) и после их окончания (x_i) и, кроме того, известно предельное значение $x_{пред.i}$ этого параметра, то ресурс t_i по i-му возможному виду отказа можно прогнозировать в предположении линейного изменения во времени значения параметра:

$$t_i = t_ф \frac{x_{н.i} - x_{пред.i}}{x_{н.i} - x_i}. \quad (5)$$

Для невосстанавливаемой машины, если число возможных ее отказов составляет w, то нижняя доверительная граница $P_н(t)$ вероятности безотказной работы машины в предположении, что разные возможные виды отказов независимы друг от друга, может быть рассчитана при безотказных результатах испытаний по формуле [5]

$$P_н(t) = \min[P_{н1}(t), ..., P_{нj}(t_и), ..., P_{нw}(t)], \quad (6)$$

где $\min[P_{н1}(t_и), ..., P_{нj}(t), ..., P_{нw}(t)]$ — минимальная из нижних границ $P_{н1}(t), ..., P_{нj}(t), ..., P_{нw}(t)$ вероятностей отсутствия отказов по w возможным их видам.

Физический смысл формулы (6) можно пояснить следующим образом. Пусть N систем испытаны и в процессе испытаний не отказали. Тогда, согласно формуле (2), нижняя граница вероятности безотказной работы системы составит $P_н(t) = (1 - \alpha)^{1/N}$. Но результаты испытаний можно также трактовать как безотказные испытания отдельно первых, вторых и т. д. элементов системы, испытанных по N штук в выборке. В этом случае, согласно уравнению (2), для каждого из них подтверждена нижняя граница $P_{нj}(t) = (1 - \alpha)^{1/N}$. Из сопоставления результатов следует, что при одинаковом числе испытанных элементов каждого типа $P_н(t) = P_{нj}(t)$. Если бы числа испытанных элементов каждого типа различались, то $P_н(t)$ определялось бы значением $P_{нj}(t)$, полученным для элемента с минимальным числом испытанных экземпляров.

В начале этапа экспериментальной отработки часты случаи отказов машины, связанные с тем, что она еще недостаточно доведена. Чтобы следить за эффективностью мероприятий по обеспечению надежности, проводимых в процессе отработки, желательно оценивать, хотя бы грубо, значение нижней границы вероятности безотказной работы машины по результатам испытаний при наличии ее отказов разных видов. Для этого можно использовать формулу

$$P_н(t) \approx \min[P_{н1}(t), ..., P_{нj}(t), ..., P_{нw}(t)] \times \times \frac{P_1(t) \cdot ... \cdot P_j(t) \cdot ... \cdot P_w(t)}{\min[P_1(t), ..., P_j(t), ..., P_w(t)]}, \quad (7)$$

где $\min[P_1(t), ..., P_j(t), ..., P_w(t)]$ — наименьшая из точечных оценок $P_1(t), ..., P_j(t), ..., P_w(t)$; $P_j(t) = 1 - n_j/N_j$ — точечная оценка; n_j — число отказов j-го вида у N_j испытанных изделий.

Пример 4. Машина может иметь четыре ($w = 4$) вида отказов, причем каждый вид отказов возможен только в узле определенного типа. В течение времени t испытано по двадцать узлов каждого из четырех соответствующих типов ($N_1 = N_2 = N_3 = N_4 = 20$). Возникло по два отказа узла первого и узла второго типов ($n_1 = n_2 = 2$, $n_3 = n_4 = 0$). Оценить с доверительной вероятностью $\alpha = 0{,}7$ нижнюю границу вероятности безотказной работы машины за время t.

Решение.

Из уравнений (1) и (2) получаем $P_{н1}(t) = P_{н2}(t) = 0{,}826$, $P_{н3}(t) = P_{н4}(t) = 0{,}942$. Точечные оценки составляют $P_1(t) = P_2(t) = 0{,}9$, $P_3(t) = P_4(t) = 1$. Подставив найденные значения в формулу (7), получим:

$$P_н(t) = 0{,}826 \cdot 0{,}9 \cdot 0{,}9/0{,}9 = 0{,}744.$$

Пример 5. Машина может иметь четыре ($w = 4$) вида отказов, причем каждый вид отказов возможен только в узле определенного типа. В течение времени t испытано по двадцать узлов каждого из четырех соответствующих типов ($N_1 = N_2 = N_3 = N_4 = 20$). Возникли три отказа в узле первого типа и один в узле второго типа ($n_1 = 3$, $n_2 = 1$, $n_3 = n_4 = 0$). Оценить с доверительной вероятностью $\alpha = 0{,}7$ нижнюю границу вероятности безотказной работы машины за время t.

Решение.

Из уравнений (1) и (2) получаем: $P_{н1}(t) = 0{,}772$, $P_{н2}(t) = 0{,}882$; $P_{н3}(t) = P_{н4}(t) = 0{,}942$. Точечные оценки составляют: $P_1(t) = 0{,}85$, $P_2(t) = 0{,}95$, $P_3(t) = P_4(t) = 1$. Подставив найденные значения в формулу (7), получим:

$$P_н(t) = 0{,}772 \cdot 0{,}85 \cdot 0{,}95/0{,}85 = 0{,}734.$$

Сравнив результаты решения примеров 1, 4 и 5, можно заметить, что погрешность вычислений нижней границы вероятности безотказной работы машины по формуле (7) в сопоставлении с формулой (1) не превышает 3,5 %.

Объем необходимых испытаний можно сократить форсированием их режима или измерениями

перед испытаниями, а также после их окончания параметра, определяющего работоспособность по данному виду отказа, и прогнозированием изменения этого параметра.

Пример 6. Электродвигатель пылесоса предназначен для работы при температуре окружающей среды не выше $\theta = 30$ °С и может иметь отказ трех видов: потеря работоспособности пластичного неорганического смазочного материала в подшипниках; пробой изоляции обмотки; предельный износ щеток. Чтобы оценить надежность двигателя, проведены испытания двух его экземпляров в форсированном режиме при температуре $\theta_ф = 50$ °С. В процессе испытаний возникло два отказа ($n = 2$) — в результате старения пластичного смазочного материала отказали подшипники. После замены подшипников испытания были продолжены до получения наработки каждым двигателем $t_ф = 500$ ч. После окончания испытаний по результату замера высоты щеток щеточно-коллекторных узлов установлено, что износ комплектов щеток составил (см. формулу (5)) $x_н - x = 3$ мм, в то время как предельно допустимый их износ $x_н - x_{пред} = 7$ мм. Требуется оценить с доверительной вероятностью $\alpha = 0{,}8$ нижнюю границу $P_н(t)$ вероятности безотказной работы двигателя в течение назначенного ресурса $t = 200$ ч при допущении, что интенсивности отказов по старению пластичного смазочного материала и изоляции, а также по изнашиванию щеток со временем не уменьшаются (допущение идет в запас надежности машины).

Решение.

Так как согласно табл. 3 коэффициенты ускорения испытаний по старению смазочного материала подшипников и изоляции обмоток соответственно составили $k_{у.п} = \frac{\theta_ф - \theta}{10} m = \frac{50-30}{10} 1{,}65 = 3{,}14$ и $k_{у.из} = \frac{\theta_ф - \theta}{10} m = \frac{50-30}{10} 2 = 4{,}0$, то можно считать, что подшипники и обмотка каждого двигателя проработали соответственно $t_п = t_ф k_{у.п} = 500 \cdot 3{,}14 = 1570$ ч и $t_{обм} = t_ф k_{у.обм} = 500 \cdot 4 = 2000$ ч. Учитывая результаты измерения износа комплектов щеток, по формуле (5) можно спрогнозировать их ресурс:

$$t_щ = t_ф \frac{x_{н.i} - x_{пред.i}}{x_{н.i} - x_i} = 500 \frac{7}{3} = 1167 \text{ ч.}$$

Полученные результаты с учетом сделанного допущения эквивалентны тому, что $N_1 = 15$, $N_2 = 20$, $N_3 = 11$, $n_1 = 2$, $n_2 = 0$, $n_3 = 0$, $P_1(t) = 0{,}867$, $P_2(t) = 1$, $P_3(t) = 1$.

Расчетом по формуле (1) получаем $P_{н1}(t) = 0{,}736$, по формуле (2) — $P_{н2}(t) = 0{,}923$ и $P_{н3}(t) = 0{,}864$.

Подставив результаты в формулу (7), получим:

$$P_н(t) \approx \min[P_{н1}(t),\ P_{н2}(t),\ P_{н3}(t)] \times$$
$$\times \frac{P_1(t) P_j(t) P_w(t)}{\min[P_1(t),\ P_j(t),\ P_w(t)]} = 0{,}736 \frac{0{,}867 \cdot 1 \cdot 1}{0{,}867} =$$
$$= 0{,}736.$$

Для восстанавливаемой машины оценка нижней границы $T_н$ средней наработки между отказами с доверительной вероятностью α может быть выполнена по формуле (4) по результатам не только ее испытаний, но и испытаний ее узлов, если по каждому из возможных видов отказов обеспечена суммарная наработка t_Σ, а суммарное число возникших отказов составило n. Испытания также можно ускорять, форсируя их режим или прогнозируя изменение параметров, определяющих работоспособность машины.

Пример 7. Сохраняются условия примера 6. Требуется оценить с доверительной вероятностью $\alpha = 0{,}8$ нижнюю границу $T_н$ наработки между отказами двигателя.

Решение.

Результаты пересчетов, сделанных в примере 6, позволяют полагать, что двигатель в целом проработал в номинальном режиме не менее $t_и = \min(t_п, t_{обм}, t_щ) = 1167$ ч. Поэтому суммарная наработка двух двигателей составляет не менее $t_\Sigma = 1167 \cdot 2 = 2334$ ч. Взяв из табл. 1 при $\alpha = 0{,}8$ и $n = 2$ параметр распределения $\chi^2_{1-\alpha;\ 2(n+1)} = 8{,}6$, расчетом по формуле (3) получаем:

$$T_н = \frac{2t_\Sigma}{\chi^2_{1-\alpha;\ 2(n+1)}} = \frac{2 \cdot 2334}{8{,}6} = 543 \text{ ч.}$$

Таким образом, на этапе разработки можно контролировать обеспечение надежности машины испытаниями ее узлов, предназначенными для выявления степени возможности отдельных видов ее отказов, и сократить их объем форсированием режима или измерениями параметров, определяющих работоспособность по возможным видам отказа.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Шор Я. Б., Кузьмин Ф. И.** Таблицы для анализа и контроля качества и надежности. М.: Советское радио, 1968. 288 с.
2. **Захаров М. Н.** Основы теории надежности оборудования: учеб. пособие. М.: МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2009. 94 с.
3. **Решетов Д. Н., Иванов А. С., Фадеев В. З.** Надежность машин: учеб. пособие для вузов. М.: Высшая школа, 1988. 238 с.
4. **Налбалдян В. А.** Исследование эксплуатационной надежности многооперационных станков // Станки и инструмент. 1978. № 5. С. 28—31.
5. **Гнеденко Б. В., Беляев Ю. К., Соловьев А. Д.** Математические методы в теории надежности. М.: Наука, 1965. 524 с.

УДК (629.78 + 338.46).001.573

А. Е. ТЮЛИН, д-р экон. наук, канд. техн. наук (АО "Российские космические системы", г. Москва),
А. И. БОГИНСКИЙ, канд. экон. наук (АО "Вертолеты России", г. Москва), А. А. ЧУРСИН, д-р экон. наук, канд. техн. наук (АО "Российские космические системы", г. Москва), e-mail: chursin_aa@pfur.ru

Создание ключевых технологических компетенций и их влияние на эффективность передовых космических технологий[1]

Статья посвящена изучению влияния технологических компетенций на эффективность передовых космических технологий. Проанализировано и обосновано значительное влияние космических технологий и знаний, полученных при освоении космоса на развитие мировой экономики.

Применение этой информации при управлении экономическими процессами позволяет решать большой комплекс актуальных хозяйственных проблем. Определена необходимость использования объективных методов оценки эффективности передовых космических технологий и построена модель экономической эффективности этих технологий, а также продукции и услуг на их основе в условиях ресурсных ограничений с учетом уровня ключевых компетенций.

Ключевые слова: технологические компетенции, космические технологии, освоение космического пространства, эффективность технологий, экономический рост.

The article is devoted to the study of the influence of technological competencies on the effectiveness of advanced space technologies. The significant impact of space technology and knowledge gained during space exploration on the development of the world economy is analyzed and substantiated. The use of this information in the management of economic processes allows us to solve a large complex of topical economic problems. The necessity of using objective methods for evaluating the effectiveness of advanced space technologies is determined and a model of the economic efficiency of these technologies is constructed, as well as products and services on their base in the context of resource constraints, taking into account the level of key competencies.

Keywords: technological competence, space technology, space exploration, technology efficiency, economic growth.

Научные открытия в области космонавтики и смежных наук определили вектор развития компетенций специалистов, работающих в области создания космических технологий. Уже в 60-х годах XX века компетенции достигли такого уровня, что на их базе были созданы уникальные космические технологии, благодаря которым стали возможны полеты человека на орбиту Земли и к Луне. Однако лунная программа (как в СССР, так и в США) требовала колоссальных затрат финансовых ресурсов на ее осуществление. Вместе с тем перспективы коммерческого освоения дальнего космоса (в частности, полетов к Луне) представлялись весьма отдаленными. Поэтому усилия космических держав в тот момент были сконцентрированы на освоении (военном, коммерческом) околоземного пространства, а в области освоения дальнего космоса реализовывались преимущественно научные программы.

В области прикладной космонавтики сформировались три основных направления, в рамках которых развивались новые компетенции в области экономического освоения космического пространства:

космические информационные комплексы (системы связи, метеорология, навигация);

научный космос (исследования и натурные эксперименты, оказывающие влияние на развитие инновационных технологий);

космическая индустриализация (использование преимуществ невесомости при производстве новых материалов, фармокологических препаратов и т. п.; в рамках теоретических исследований рассматриваются перспективы добычи полезных ископаемых на Луне, на астероидах, удаление вредных отходов с Земли в космическое пространство) [1].

Основные инвестиции при этом были произведены не только в развитие производственной базы для создания наземной и космической инфраструктуры, но и в развитие новых уникальных компетенций (что тесно связано с формированием новых знаний) и на их основе инновационных технологий создания космической техники, бортовой и наземной аппаратуры. Дальнейшее перспективное коммерческое использование космического пространства связано с развитием технологий, направленных на экономическое освоение дальнего космоса.

Формирование технологических компетенций и развитие космических технологий для экономического освоения космического пространства

В современных условиях, когда ведущие экономики мира ведут поиск новых источников экономического роста и ресурсов для его достижения,

[1] Исследование выполнено при финансовой поддержке Минобрнауки РФ в рамках проекта № 26.1146.2017/4.6 "Разработка математических методов прогнозирования эффективности применения космических услуг в народном хозяйстве".

особый интерес представляет развитие космической техники и технологий, направленных на освоение человеком дальнего космоса.

Уже сегодня рядом государств формируется правовая база коммерческого освоения как околоземного пространства, так и дальнего космоса. Так, в 2015 г. в США был принят закон "О конкурентоспособности коммерческих запусков в космос" (The U. S. Commercial Space Launch Competitiveness Act, краткое название — Commercial Space Act of 2015, а также Spurring Private Aerospace Competitiveness and Entrepreneurship Act — SPACE Act) [2]. Указанный документ регулирует различные аспекты, связанные с участием американского частного сектора в космической деятельности страны, включая услуги по запуску в космос, операции по управлению спутниками дистанционного зондирования Земли, и в целом направлен на снижение административных барьеров, стоящих на пути реализации частных проектов на орбите Земли и за ее пределами. Также этот закон разрешает гражданам США свободно заниматься разработкой планет и астероидов, владеть и распоряжаться полученными ресурсами, в том числе водой и минералами. Принятие подобных законов в одностороннем порядке, без широкого обсуждения с мировым космическим сообществом свидетельствует о большой заинтересованности США в получении эксклюзивного доступа к ресурсам дальнего космоса. Так, в 2019 г. частная аэрокосмическая компания SpaceX провела первые огневые испытания двигателя Raptor для космического корабля Starship для межпланетных полетов [3]. По прогнозам SpaceX, к 2030 г. двигатель позволит совершать путешествия к Луне, а затем и к Марсу.

Космические программы ряда стран также рассматривают освоение дальнего космоса в качестве одного из приоритетов. Так, в настоящее время Китай реализует проект, связанный с комплексным изучением Луны и возможностей ведения хозяйственной деятельности на ней. Китайский луноход "Чанъэ-4" в автоматическом режиме проводит эксперименты по высаживанию хлопка на Луне. Европейское космическое агентство (EKA) объявило о желании построить постоянную лунную базу "Лунная деревня". Федеральная космическая программа России на 2016—2025 гг. предусматривает отработку ряда перспективных технологий и космических систем (комплексов), необходимых для реализации программ освоения Луны и дальнего космоса. В 2031 г. планируется первая российская пилотируемая экспедиция на Луну.

Появление новых технологий позволяет приступить к коммерческому освоению дальнего космоса уже в ближайшие десятилетия. Прежде всего коммерческое освоение космоса предполагает доставку на Землю железа, никеля и магния, драгоценных и редкоземельных металлов (рений, иридий и др.) с Луны и астероидов [4]. В отличие от Земли, где запасы металлов истощаются и их добыча становится более трудоемкой и дорогой, на астероидах в силу их малой массы эти металлы залегают на поверхности.

Полезные ископаемые на Луне и астероидах можно добывать по-разному: разработкой месторождений открытым способом, добычей в шахтах, сбором металлов с поверхности с помощью магнитов, использованием микробов для биодобычи и др. Освоение космических недр требует создания автономных роботизированных станций для добычи металлов и развития космической инфраструктуры для их доставки на Землю. Реализация концепции орбитальных космических фабрик также позволит выносить "грязные" производства за пределы нашей планеты. Существуют также проекты по доставке с помощью мощных двигателей небольших астероидов на поверхность Земли для последующей разработки полезных ископаемых уже на Земле.

Даже добыча железной руды на астероидах может быть рентабельной. К примеру, в 10 трлн долларов оценивается стоимость железной руды на астероиде Психея [5]. Исследовательская миссия NASA к этому астероиду планируется в 2024 г.

При исчерпании недр Земли промышленное освоение околоземного пространства станет необходимым.

Экономический успех в перспективном освоении дальнего космоса определяется эффективностью организации разработки и производства космических приборов, аппаратуры и техники будущего. Холдинг АО "Российские космические системы" достиг серьезного прогресса в создании приборов космических аппаратов, обладающих высоким инновационным потенциалом. Уже созданные холдингом многозональные сканирующие устройства для спутников дистанционного зондирования Земли представляют собой сложнейшие оптико-механические электронные комплексы для новейших отечественных спутников ДЗЗ серий "Метеор", "Океан", "Обзор-О", "Электро", "Арктика" и "Арктика-МП". Инновационный потенциал таких приборов может быть использован при разработке космических аппаратов для изучения астероидов методом дистанционного зондирования, а также мониторинга добычи полезных ископаемых на них. Другим примером новых космических технологий, разрабатываемых в АО "Российские космические системы", является комплекс программ DOZA-ELECTRON и DOZA-PROTON, который позволяет при создании приборов оперативно моделировать воздействие на них электронного и протонного излучений космического пространства.

Одним из возможных вариантов развития технологий, на основе которых будут создаваться аппараты для работы в дальнем космосе, является

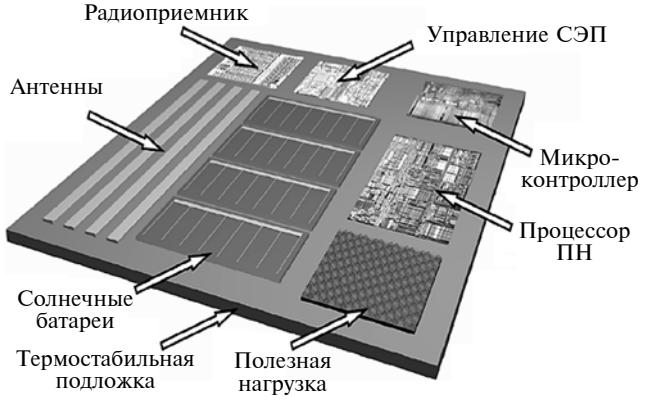


Рис. 1. Возможная конфигурация интегрированного модуля

разработка технологий автоматического обслуживания космических аппаратов непосредственно на орбите или в условиях их работы на астероиде. Методы ремонта на орбите и восстановления работоспособности космических аппаратов могут быть применены к достаточно сложным космическим системам. Это подтверждают работы по ремонту в космическом пространстве телескопа Хаббл. Инструментальные средства и методики, апробированные на телескопе Хаббл, могут быть успешно применены и при обслуживании других спутниковых и межпланетных систем. Поскольку добыча ископаемых на астероидах предполагает работу специализированного оборудования, транспортных и других систем в автоматическом режиме, то такое обслуживание также должно протекать в автоматическом режиме. Экономическая эффективность системы обслуживания космических аппаратов на орбите будет зависеть от облика и технических характеристик самих обслуживаемых космических систем. По-видимому, такие системы следует строить по модульному принципу, а вышедший из строя узел должен заменяться специальным автоматическим роботом (например, по аналогии с заменой детали в конструкторе Лего).

В АО "Российские космические системы" сегодня формируются компетенции по созданию модульных систем. Возможная конфигурация космического интегрированного модуля представлена на рис. 1. Размеры модуля 20 × 20 × 3 мм, масса 10 г.

Другая ключевая компетенция в области создания обслуживаемых в процессе космического полета аппаратов связана с организацией такого обслуживания. Организационно система обслуживания может представлять собой совокупность следующих элементов: наземная база, орбитальная база, обслуживающие роботы-челноки, обслуживаемые аппараты. Формирование компетенции по организации обслуживания космических аппаратов в космосе предполагает предварительную исследовательскую работу, связанную с определением наиболее экономически эффективного сценария обслуживания. Такой сценарий может быть определен на основе имитационного моделирования анализа потока заявок на обслуживание космических аппаратов, находящихся в различных точках космического пространства (орбиты Земли, Луны, поверхности астероидов или Луны, траектория полета от астероида к Земле и т. д.). Имитационное моделирование позволяет оценивать эффективность различных сценариев обслуживания космических аппаратов (КА) с использованием разных баз обслуживания, расположенных как на Земле, так и на орбитах.

Исходными данными для использования имитационной модели являются следующие:

информация о КА, находящихся в космическом пространстве: об орбитах, траекториях и т. д.;

вероятностный закон возникновения аварийной ситуации для каждого типа КА;

расположение наземных и орбитальных баз для обслуживания КА;

орбиты и траектории орбитальных баз обслуживания КА;

энергетические и финансовые затраты на обслуживание КА в зависимости от его орбиты и расположения базы обслуживания.

На рис. 2 приведена возможная инфологическая схема имитационной модели.

Согласно этой схеме рассматриваются КА, находящиеся в разных точках космического пространства. В процессе эксплуатации этих аппаратов возникают аварийные ситуации, требующие обслуживания заявок, которое осуществляется с помощью баз обслуживания, находящихся на Земле или на различных орбитах.

С помощью стохастического моделирования в модели рассматривается поток заявок от различных КА. При этом возникающие заявки удовлетворяются (обслуживаются) имеющимися базами обслуживания.

Имитационная модель позволяет учитывать любые вероятностные законы возникновения заявок, в частности экспоненциальные законы (пуассоновский поток) и нормальные законы относительно заданного времени бесперебойной работы.

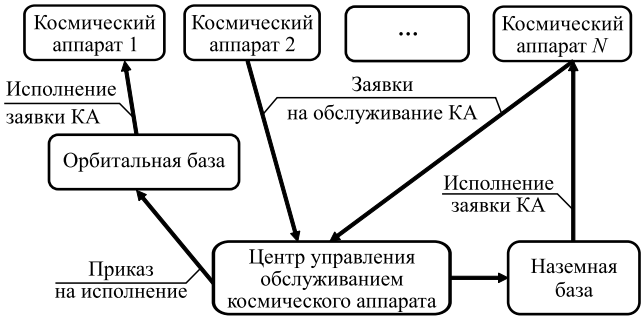


Рис. 2. Инфологическая схема имитационной модели

Модель обслуживания заявок КА осуществляется на основе заданного в модели сценария их обслуживания. Сценарии могут иметь различную сложность. В результате функционирования имитационной модели вычисляется эффективность (финансовая, энергетическая или временна́я) заданного сценария. В результате надежного оценивания различных сценариев обслуживания заявок КА происходит ранжирование сценариев по эффективности, что позволит рассчитывать оптимальные сценарии.

Как видим, процесс формирования новых компетенций и развитие на их основе инновационных технологий требуют значительных временны́х, а значит и ресурсных, затрат.

В условиях больших финансовых затрат на развитие новых космических технологий особое значение приобретает вопрос эффективного использования ресурсов всех видов [6]. Особенно остро вопрос эффективного использования ресурсов, выделяемых на развитие космических технологий, стоит перед Россией, которая реализует свои космические программы в условиях санкций и ограничений на поставку комплектующих и компонентной базы из зарубежных стран. Опираясь на методы оценки ключевых компетенций и отбора инновационных технологий, можно выстроить программу исследований в области дальнего космоса и определить наиболее актуальные направления финансирования развития новых компетенций и технологий. Для этого механизмы управления развитием компетенций должны предусматривать необходимость их тиражирования для создания инновационных технологий по различным направлениям развития космической техники, так как обладание технологией и успешное использование ее по одному из возможных направлений еще не свидетельствует о возможности ее быстрого внедрения по другому направлению.

Особое значение в контексте экономической эффективности приобретает процесс организации трансфера компетенций и создания центров компетенций по определенным направлениям деятельности, которые объединяют в себе производственные ресурсы с наличием необходимых компетенций по их использованию. Такие центры позволят быстро формировать из отдельных компонентов научно-производственную структуру новых проектов, минимизируя распыление ресурсов по дублирующим подразделениям. В организационном плане это не обязательно должно ограничиваться рамками одной организации. В мировой практике широко используются временные научно-производственные структуры (виртуальные предприятия), привлекающие к работе только признанных лидеров в рамках договора-подряда, аутсорсинга и иных правовых механизмов.

Эффективность формируемых компетенций и разрабатываемых на их основе инновационных технологий следует оценивать с точки зрения достигаемых вследствие их использования технических и стоимостных характеристик. На ранних стадиях формирования технико-экономического облика перспективной космической техники наиболее эффективным способом построения такой оценки является применение методов экономико-математического моделирования.

Оценка влияния ключевых компетенций на эффективность передовых космических технологий

Чтобы принять решение, на базе каких компетенций будут осуществляться создание и освоение инновационных технологий, необходимо располагать оценками ключевых компетенций организации. Наиболее объективные оценки получаются на основе методов математического моделирования, поскольку позволяют исключить субъективный фактор, присущий экспертному оцениванию.

Исходя из наших исследований, оценка может быть проведена с помощью экономико-математической модели (подробно рассмотрена авторами в работах [7, 8]), результатом которой является агрегированная величина (индекс), характеризующая ценность и важность компетенции на основании ряда признаков, выделенных в соответствии с разработанным форматом описания ключевой компетенции. Ранжирование ключевых компетенций проводится их сравнением на основе вычисленных оценок.

Таким образом, для формирования агрегированной оценки необходимо получить количественные выражения каждого признака, соответствующие его характерным особенностям.

Формула для расчета оценки индекса ключевой компетенции EK имеет следующий вид:

$$EK = \sum_{i=1}^{N} (w_i \cdot M_i \cdot l_i).$$

Здесь:

N — число характеристик, описывающих ключевую компетенцию, например: наличие профессионального компетентного коллектива с мощным научно-исследовательским сектором и современной производственной базой; функциональная среда, в которой ведет научно-производственную деятельность коллектив; степень зрелости технологий, разработанных благодаря рассматриваемой компетенции; способность распространения ключевой компетенции в другие отрасли промышленности; наличие конкурирующих субъектов — носителей аналогичных ключевых компетенций; при наличии конкурентов — преимущества или недостатки перед ними; наличие научной школы, ве-

дущей связанные с ключевой компетенцией исследования; наличие лицензий, свидетельств, наград (прежде всего имеющих международное признание); перспектива сохранения ключевых компетенций в средне- и долгосрочном периоде;

w_i — весовые коэффициенты, удовлетворяющие соотношению $\sum_{i=1}^{N} w_i = 1$; значения весовых коэффициентов характеризуют относительный вклад, вносимый соответствующими параметрами ключевых компетенций в общую оценку *EK*;

l_i — оценка соответствующего признака по введенной нами шкале l: $0 \le l_i \le 1$;

M_i — коэффициент устойчивости признака, выражает степень угрозы выбывания по данному признаку рассматриваемой компетенции из множества ключевых компетенций: $0 \le M_i \le 1$ (в этом смысле коэффициент устойчивости зависит от уровня риска, связанного с возможным понижением оценки признака).

Оценка *EK* уровня ключевой компетенции принимает значения из интервала [0; 1]. Если этот показатель принимает значение, равное единице, то можно говорить об обладании уникальным инновационным решением. Такое решение становится наиболее перспективным при создании космических технологий.

Коммерческая привлекательность разрабатываемых космических технологий определяется стоимостью и конкурентоспособностью создаваемой космической техники, а также возможностью их трансфера в другие отрасли экономики. При заданных технических характеристиках продукции выбранная технология должна позволить оптимизировать ее стоимость, исходя из выбора соответствующих конструкторско-технологических решений, применения цифровых, адаптивных и других прогрессивных технологий. Если в результате применения технологии удается обеспечить улучшение технических характеристик космической техники при снижении (или сохранении) ее стоимости, то такая технология является эффективной. Кроме того, если разработанная технология предполагает двойное применение (космическое и народнохозяйственное), то она более эффективна с точки зрения инвестора (как правило, государства), поскольку затраченные ресурсы позволяют достичь прогресса как в освоении космического пространства, так и в повышении конкурентоспособности продукции общетехнического назначения. Проиллюстрируем это с помощью математической модели.

Построим модель экономической эффективности передовых космических технологий, продукции и услуг на их основе в условиях ресурсных ограничений с учетом уровня ключевых компетенций.

Введем следующие обозначения:

$x(t) = (x_0(t), x_1(t), ..., x_n(t))$ — вектор-строка объемов видов продукции и услуг, выпускаемых на основе как традиционных, так и передовых космических технологий за t-й период времени, где $x_0(t)$ — объем выпуска основной продукции (изделий) за t-й период времени, $x_1(t), ..., x_n(t)$ — набор объемов видов продукции и услуг на основе новых технологий за t-й период времени;

$p(t) = (p_0(t), p_1(t), ..., p_n(t))$ — вектор-строка цен отпуска выпускаемой продукции и услуг в t-й период времени;

$w(t) = (w_0(t), w_1(t), ..., w_n(t))$ — вектор-строка цен ресурсов, идущих на выпуск единицы выпускаемой продукции или услуги в t-й период времени на интервале функционирования $T = [1, 2, ..., N]$.

Производственные функции, выражающие связь между затратами экономических ресурсов в зависимости от уровня компетенций организации и выпуском, формально представим в виде:

$$X_l = EK_l \cdot F(x_l(t)), \quad l = 0, 1, ..., n. \tag{1}$$

Тогда валовая прибыль $\Pi(x_l(t))$ по каждому виду продукции или услуги составит:

$$\Pi(x_l(t)) = p_l \cdot EK_l \cdot F(x_l(t)) - [w_l \cdot x_l(t) + c_0], \quad l = 0, 1, ..., n, \tag{2}$$

где $TR(x_l(t), p_l) = p_l \cdot EK_l \cdot F(x_l(t))$ — выручка (товарооборот) в денежном выражении объема реализованной продукции;

$TC(x_l(t), w_l) = w_l \cdot x_l(t) + c_0$ — общие затраты производства l-й продукции или услуги, включающие переменные затраты $w_l \cdot x_l(t)$ при производстве продукции и постоянные c_0.

Общая валовая прибыль за N периодов времени по всем видам продукции (услуг) составит:

$$\Pi_\Sigma(x_l(t)) = \sum_{t=1}^{N} \sum_{l=0}^{n} \Pi(x_l(t)). \tag{3}$$

Интенсивность $q_l = \mathrm{d}x_l(t)/\mathrm{d}p_l$ продаж основных изделий (услуг) в зависимости от цены реализации представим в виде дифференцируемых функций:

$$q_l = q(x_l(t), p_l), \quad l = 0, 1, ..., n. \tag{4}$$

Экономическую эффективность выпуска новых видов продукции (услуг) в простейшем случае свяжем с выполнением условия:

$$\Pi_\Sigma(T) \ge \Pi_*, \tag{5}$$

где Π_* — минимальный объем валовой прибыли в денежном выражении, соответствующий точке безубыточности объема производства $x_l^0(t)$, т. е. когда $\Pi(x_l(t)) = 0$ и при котором предприятие (или отрасль) может функционировать на интервале $T = [1, 2, ..., N]$.

В качестве критерия оценки уровня экономической эффективности выпуска продукции (услуг) на основе передовых космических технологий предлагается ввести безразмерную величину:

$$\gamma = \frac{\Pi_{\Sigma}(T) - \Pi_{*}}{\Pi_{*}}. \quad (6)$$

При этом экономическую эффективность выпуска продукции и услуг на основе передовых космических технологий будем оценивать по значению величины γ:

при $\gamma \geq 1$ выпуск экономически эффективен;

при $\gamma \in [0, 1]$ выпуск слабо влияет на экономическую эффективность;

при $\gamma \leq 0$ выпуск экономически неэффективен.

Эффективность реализации проектов на основе передовых космических технологий будет зависеть от таких факторов, как стоимость доставки на орбиту необходимых элементов космической инфраструктуры, стоимость и сложность создания необходимой наземной инфраструктуры, сроки реализации проектов и т. д. Выбор оптимальной структуры существующей и новой продукции (услуг) в условиях ограниченных денежных ресурсов с учетом функций спроса q_1 (4) сведем к многокритериальной задаче векторной оптимизации:

$$(\Pi(x_0(t)), \Pi(x_1(t)), ..., \Pi(x_n(t))) \to \max_{(x_0, x_1, ..., x_n)} \quad (7)$$

при выполнении условий:

а) валовая прибыль должна обеспечивать покрытие всех издержек, т. е.:

$$\sum_{t=1}^{N} \sum_{l=0}^{n} \Pi(x_l(t)) \geq \Pi_{*}; \quad (8)$$

б) затраты (издержки) на создание и реализацию продукции (услуг) не должны превышать заданной величины C^* за период T:

$$\sum_{t=1}^{N} \sum_{l=0}^{n} w_l \cdot x_l(t) \leq C^*. \quad (9)$$

Оптимальным решением задачи (1)—(9) будет такое, при котором на основе прорывных космических технологий можно достичь максимальной экономической эффективности выпуска продукции (услуг).

Заключение

Дальнейшее экономическое освоение космического пространства требует разработки новых технологий, позволяющих осуществлять коммерческую деятельность в дальнем космосе. Эффективность таких технологий зависит от уровня компетенций, формирующихся в организациях ракетно-космической отрасли. С помощью математического моделирования показано, что компетенции позволяют увеличить темпы создания новых технологий, что в современных условиях является важным условием формирования конкурентоспособности космических аппаратов и их компонентов. Проведенные исследования позволяют сформулировать следующие выводы:

1. Развитие технологий освоения дальнего космоса позволяет решать большой комплекс макроэкономических задач, связанных с формированием ресурсной базы дальнейшего роста экономики. Поэтому необходимо иметь объективные методы для оценки и прогнозирования эффективности использования этих технологий для коммерческого освоения дальнего космоса, а также оценки уровня ключевых компетенций, лежащих в их основе.

2. Промышленное освоение космического пространства открывает большие перспективы для стабильного получения необходимых ресурсов в виде полезных ископаемых, сосредоточенных прежде всего на астероидах.

3. С помощью математического моделирования можно определить оптимальные стратегии освоения космического пространства и путей международной кооперации в соответствующих проектах. При этом необходимо учитывать следующее: в стратегической перспективе все земные ископаемые будут постоянно дорожать; время осуществления проекта сопоставимо с временем, когда цена добываемых ископаемых будет значительной; стоимость этих проектов вполне сопоставима с такими экономическими благами, как предметы роскоши, спорт, военные расходы и т. д.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Satellite-Based** Earth Observation (EO) // Report 8th Edition. September 2016.

2. **Новый закон США** о разработке ресурсов космоса расценивается как исторический // Пилотируемые космические полеты: бюллетень новостей и аналитических материалов. 2016. № 60. С. 2—4.

3. **SpaceX** впервые испытала двигатель сверхтяжелой ракеты. URL: https://lenta.ru/news/2019/02/04/raptor/.

4. **Будущее** добычи металлов. URL: https://issek.hse.ru/trendletter/news/217969338.html.

5. **Discovery** Statistics of Jet Propulsion Laboratory. URL: https://cneos.jpl.nasa.gov/stars/.

6. **Шамин Р. В., Анфимова М. Л., Мякишева П. Ю.** Подходы к созданию методики оценки влияния инновационных технологий на повышение конкурентоспособности предприятий РКП // Риск: ресурсы, информация, снабжение, конкуренция. 2015. № 2. С. 72—75.

7. **Chursin A., Tyulin A.** Competence Management and Competitive Product Development: Concept and Implications for Practice. Heidelberg: Springer. 2018. P. 1—241.

8. **Тюлин А. Е., Чурсин А. А.** Основы управления инновационными процессами в наукоемких отраслях промышленности (практика). М.: Экономика. 2017.

УДК 621.86

С. В. САВЕЛЬЕВ, д-р техн. наук, М. К. ШУШУБАЕВА (СибАДИ, г. Омск), e-mail: saveliev_sergval@mail.ru

Конструкция и расчет нового рабочего органа уплотняющей дорожной машины[1]

В результате анализа эффективности использования уплотняющих дорожных машин выявлен их общий недостаток — узкий диапазон создаваемых контактных давлений. Предложена новая конструкция рабочего органа машины, способного изменять контактные давления в расширенном диапазоне. Разработана расчетная схема, проведены предварительные расчеты развиваемых контактных давлений. Представлен экспериментальный образец. Результаты экспериментальных исследований подтвердили перспективность выбранных технических решений.

Ключевые слова: дорожная машина, уплотнение, контактные давления.

As a result of the analysis of the effectiveness of using compacting road machines, their common disadvantage was revealed — a narrow range of the created contact pressures. A new design of the working body of the machine that can change the contact pressure in the extended range is proposed. A design scheme is developed, preliminary calculations of developed contact pressures are carried out. An experimental sample is presented. The results of experimental studies confirmed the viability of the selected technical solutions.

Keywords: road machine, compaction, contact pressure.

Проблемой современного дорожно-строительного машиностроения является разработка высокопроизводительных строительных машин. Одно из самых распространенных средств механизации дорожного строительства — дорожные катки, предназначенные для уплотнения технологических слоев автомобильных дорог. От того, насколько эффективно будет осуществляться эта операция, зависят и себестоимость производства работ, и эксплуатационные характеристики дороги: прочность, долговечность, устойчивость к внешним воздействиям.

В настоящее время в отрасли используется уплотняющая техника широкой номенклатуры. Это обусловлено разными условиями работы и различными видами обрабатываемых дорожно-строительных материалов. Более того, в соответствии с нормативной строительной документацией [1] даже для уплотнения материала одного и того же вида и при работе машины в одинаковых производственных условиях следует использовать дорожные катки разных по массе типоразмеров. Это необходимо для плавного увеличения контактных давлений, действующих на уплотняемый материал, что предотвращает возможность возникновения эффекта превышения предела прочности материала, вызывающего начало процесса его разрушения.

Наиболее известными уплотняющими машинами являются статические гладковальцовые катки. Их основное преимущество — простота конструкции, а недостаток — низкая производительность, вследствие чрезвычайно узкого диапазона контактных давлений [2].

Кулачковые статические катки более эффективно прорабатывают глинистые грунты. Изменяемая глубина погружения кулачков позволяет частично изменять контактные давления [2, 3]. Несмотря на это производительность таких дорожных машин также недостаточно высока и в некоторых случаях ровность уплотненной поверхности неудовлетворительна.

Наиболее эффективными из статических катков являются катки на пневматических шинах. Эти машины позволяют достаточно широко изменять контактные давления регулированием площади пятна контакта при изменении давления воздуха в шинах [3, 4]. Однако они обладают значительными габаритно-массовыми параметрами, а их производительность несколько ниже, чем у вибрационных катков [4].

Наиболее производительными машинами являются вибрационные катки. В результате использования вибрации они создают высокий уплотняющий эффект при меньших по сравнению с пневмокатками габаритно-массовых параметрах [2, 4]. Основным недостатком таких машин является узкий диапазон изменения контактных давлений, поэтому виброкатки также используются совместно с катками других типоразмеров [1, 5].

Постановка и решение задачи. Как показал анализ, представленная техника каждого типа имеет определенные недостатки, основной из которых — узкий диапазон создаваемых контактных давлений. Актуальность разработки и создания уплотняющей машины с широким диапазоном контактных давлений очевидна.

Авторами предлагается новое техническое решение, защищенное патентом РФ [6], позволяющее получить возможность регулирования контактных давлений в расширенном диапазоне путем использования двойной металлической обечайки с отверстиями, расположенными в асимметричном

[1] Исследования проводятся при поддержке Российского фонда фундаментальных исследований (РФФИ) грант № 18-48-550005/18.

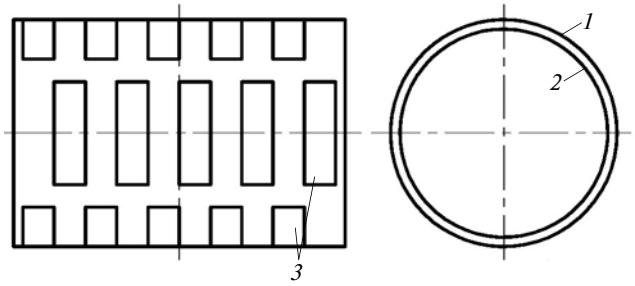


Рис. 1. Конструкция вальца с двойной обечайкой:
1 и *2* — внешняя и внутренняя обечайки; *3* — отверстия

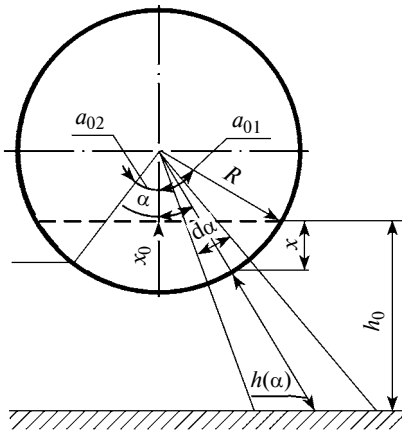


Рис. 2. Схема взаимодействия рабочего органа дорожной машины с уплотняемой средой

порядке (рис. 1). При конструировании такой дорожной машины проблема состоит в выборе ее основных параметров. Необходимо разработать рекомендации по габаритно-массовым показателям, отношению общей площади рабочего органа к площади отверстий, их числу и возможной форме.

Пример расчета. Контактное давление на уплотняемую среду в соответствии со схемой на рис. 2 можно определить как

$$\sigma(\alpha_0) = \frac{Mg}{S(\alpha_0)}, \qquad (1)$$

где σ — контактное давление; M — масса машины; g — ускорение свободного падения; α_0 — угол контакта сегмента обечайки с уплотняемой средой.

Очевидно, что диапазон контактных давлений σ вновь создаваемой машины можно существенно расширить дополнительным изменением поверхности S контакта вальца:

$$S = f(\alpha_п, S_{отв}),$$

где $\alpha_п$ — угол поворота внутренней обечайки относительно внешней; $S_{отв}$ — площадь отверстий.

В первую очередь необходимо определить параметры $\alpha_п$, $S_{отв}$, которые неизвестны. В соответствии с предварительными расчетами отверстия должны быть расположены таким образом, чтобы в начальном положении одной обечайки относительно другой внешняя поверхность вальца была сплошной. Это обеспечивает большую площадь контакта, а значит, небольшие контактные давления, которые необходимы на начальном этапе работы дорожной машины. По мере увеличения плотности дорожно-строительных материалов внутренняя обечайка будет проворачиваться относительно внешней, в вальце появятся отверстия, т. е. площадь поверхности вальца уменьшится, а контактные давления увеличатся. На финальной стадии процесса уплотнения отверстия займут максимальную площадь вальца (рабочий орган является решетчатым вальцом), контактные давления в этом случае максимальны.

Экспериментальный образец рабочего органа. Для проведения экспериментальных исследований был разработан образец рабочего органа катка с двойной обечайкой (рис. 3, *а—в*). Проведены экспериментальные исследования обработки супесчаного грунта в полевых условиях с целью определения площади пятна контакта и контактных давлений в зависимости от изменения угла поворота внешней обечайки относительно внутренней и состояния грунта.

Площадь пятна контакта экспериментального рабочего органа имеет прямоугольную форму и определяется по формуле

$$S_к = ab,$$

где a и b — длина и ширина отпечатка контакта вальца с грунтом.

а) *б*) *в*)

Рис. 3. Экспериментальный образец рабочего органа машины при повороте внешней обечайки относительно внутренней на угол $\alpha_п$ = 0° (*а*), 9° (*б*) и 18° (*в*)

Площадь $S_к$ контакта экспериментального рабочего органа с поверхностью материала и контактное давление σ при нагрузке Q = 6 кН

Угол α° поворота внешней обечайки относительно оси вальца	Плотность грунта ρ, т/м^3					
	1,80		1,95		2,05	
	$S_к$, м^2	σ, МПа	$S_к$, м^2	σ, МПа	$S_к$, м^2	σ, МПа
18	0,025	0,238	0,015	0,396	0,010	0,594
15	0,029	0,209	0,017	0,349	0,011	0,523
12	0,032	0,187	0,019	0,312	0,013	0,468
9	0,035	0,169	0,021	0,282	0,014	0,424
6	0,039	0,155	0,023	0,258	0,016	0,387
3	0,042	0,142	0,025	0,237	0,017	0,356
0	0,046	0,132	0,027	0,220	0,018	0,330

Учитывая нагрузку Q на площадь $S_К$ контакта, можно определить контактные давления σ:

$$\sigma = Mg/S_К = Q/S_К,$$

где Q — вес рабочего органа (в случае представленного экспериментального образца Q = 6 кН).

Полученные экспериментальные значения площади $S_К$ пятна контакта и контактных давлений σ занесены в таблицу. Построены зависимости изменения площади пятна контакта рабочего органа с поверхностью материала и контактных напряжений от угла $\alpha_П$ поворота внешней обечайки рабочего органа относительно внутренней (рис. 4, 5).

Заключение

Согласно экспериментальным результатам, представленным на рис. 4 и 5, использование новых инженерных решений позволит повысить производительность дорожного катка вследствие расширения диапазона регулирования контактных давлений как минимум в 2 раза, не изменяя массу и габаритные размеры машины. Это свидетельствует о целесообразности дальнейшего развития предложенных конструкторских решений. Особый интерес представляет создание вибрационного варианта такой дорожной машины, поскольку вибрационная уплотняющая техника наиболее востребована при производстве дорожных работ [7, 8].

Правильный выбор конструктивных и режимных параметров предложенной строительной машины позволит эффективно уплотнять разные дорожно-строительные материалы одним катком, не применяя уплотняющие машины различных типоразмеров и видов, что усложняет технологию уплотнения и увеличивает длительность технологических операций. В дальнейшем предполагается проведение новых исследований по данному вопросу для создания современной высокопроизводительной и конкурентоспособной продукции в области дорожного машиностроения.

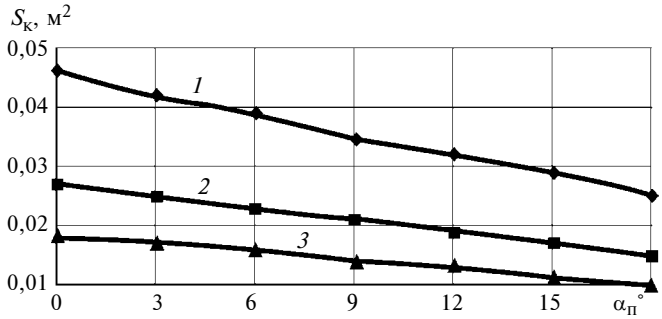


Рис. 4. Зависимости площади $S_к$ пятна контакта от угла $\alpha_П$ поворота внешней обечайки относительно внутренней при плотности грунта ρ = 1,8 (*1*), 1,95 (*2*), 2,05 г/см^2 (*3*)

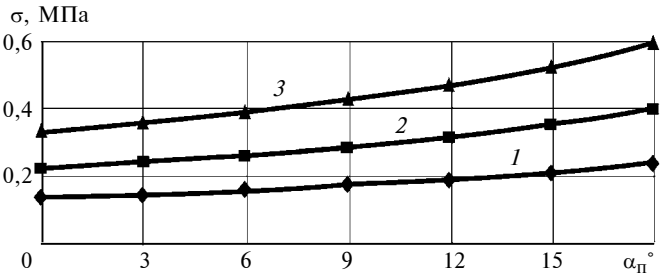


Рис. 5. Зависимости контактного давления σ от угла $\alpha_П$ поворота внешней обечайки относительно внутренней

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **СНиП 3.06.03—85.** Строительные нормы и правила. Автомобильные дороги. М.: ЦНТП Госстроя СССР, 1986. 112 с.
2. **Хархута Н. Я., Васильев Ю. М., Охраменко Р. К.** Уплотнение грунтов дорожных насыпей М.: Автотрансиздат, 1958. 144 с.
3. **Дорожные машины**: учебник. 3-е изд., перераб. и доп. В 2 ч. Ч. 1. Машины для земляных работ / Т. В. Алексеева, К. А. Артемьев, А. А. Бромберг и др. М.: Машиностроение, 1972. 504. с.
4. **Машины** для уплотнения грунтов и дорожно-строительных материалов / С. А. Варганов, Г. С. Андреев, П. И. Марков и др. М.: Машиностроение, 1981. 240 с.
5. **Баловнев В. И.** Моделирование процессов взаимодействия со средой рабочих органов дорожно-строительных машин: учеб. пособие для студентов вузов. М.: Высшая школа, 1981. 335 с.
6. **Пат. 162483 на полезную модель Рос. Федерации:** МПК: E01C19/28. Дорожный каток.
7. **Савельев С. В.** Уплотнение грунтов катками с адаптивными рабочими органами: монография. Омск: СибАДИ, 2010. 122 с.
8. **Савельев С. В., Пермяков В. Б., Михеев В. В** Использование деформативных свойств пневмошин в вибрационных машинах // Вестник машиностроения. 2014. № 11. С. 56, 57.

УДК 621.436.001.573

Е. В. ЗУБКОВ, канд.техн. наук, Н. Т. БУРГАНОВА, канд. пед. наук (Набережночелнинский институт — филиал Казанского федерального университета, г. Набережные Челны), В. В. ЧЕНЧИК (ПАО "КАМАЗ"), e-mail: eugen_z@mail.ru

Нейронечеткое моделирование топливопотребления дизеля при динамических нагрузках

Рассмотрены вопросы построения нейронечеткой модели топливопотребления дизеля при различных режимах его эксплуатации. Приведена структура нейронечеткой сети, обученной на основе результатов натурных испытаний. Полученная модель топливопотребления при нестационарных нагрузках позволяет определить близкие к оптимальным значения параметров дизеля при калибровке электронного блока управления.

Ключевые слова: топливопотребление, дизель, частота вращения, нагрузка, нейронечеткая сеть, имитационное моделирование.

The problems of constructing of a neuro-fuzzy model of diesel fuel consumption under various modes of its operation are considered. The structure of the neuro-fuzzy network, trained on the basis of the results of field tests, is given. The obtained model of fuel consumption with nonstationary loads allows determining the values of the diesel parameters close to optimal when calibrating the electronic control unit.

Keywords: fuel consumption, diesel, rotational frequency, load, neuro-fuzzy network, simulation modeling.

Работа дизелей, особенно установленных на автомобилях, характеризуется стохастическими режимами работы. Колебания режимов работы дизелей связаны с условиями работы самих машин. В том числе на автомобилях сказываются дорожные условия: покрытия дорог, состояние покрытий, профиль в продольном направлении, интенсивность движения, частота остановок и другие факторы [1]. Нестабильные условия работы вызывают колебания крутящего момента на коленчатом валу и частоты его вращения, повышенный расход топлива, увеличение износа трущихся поверхностей и снижение ресурса дизеля.

Одним из основных решений указанных проблем является компенсация ожидаемых ухудшений, которые возникнут вследствие введения ограничений по токсичности. Это означает, что необходимо искать решения, противодействующие увеличению расхода топлива, ухудшению надежности и долговечности и увеличению стоимости продукта. В этом сегменте потребитель никогда не пойдет ни на какие компромиссы, особенно касающиеся расхода топлива и долговечности дизеля [2].

Таким образом, будущие требования по токсичности могут быть удовлетворены только интенсивными разработками и улучшением работы дизеля на переходных режимах, а прежний, преимущественно стационарный подход к оптимизации дизеля, устарел. Оптимизация различных решений и технологий позволяет не только удовлетворить все требования мировых законодательств по токсичности, но и сохранить или даже улучшить показатели расхода топлива, не ухудшая при этом важные для потребителя ездовые качества [2].

Из сказанного выше делаем вывод: для повышения экологичности и энергоэффективности работы дизеля важна корректная настройка его блока управления.

Близкая к оптимальной настройка блока управления дизелем невозможна без математического моделирования, позволяющего проанализировать протекание отдельных рабочих процессов и всего рабочего цикла и спрогнозировать основные показатели и характеристики дизеля [3].

Для построения нейронечеткой модели, эффективность которой для построения нелинейных моделей была доказана в работах [4—8], проведены испытания дизеля в составе автомобиля марки КАМАЗ на дороге общего пользования, а именно на трассе "Уфа—Москва". Характеристики автомобиля КАМАЗ, использованного для проведения эксперимента: модификация — D3, категория — N3, колесная формула — 4×2, максимальная частота вращения коленчатого вала $n_{max} = 2500$ мин$^{-1}$, максимальный крутящий момент $M_{кр.max} = 950$ Н · м, полная масса — 15 т.

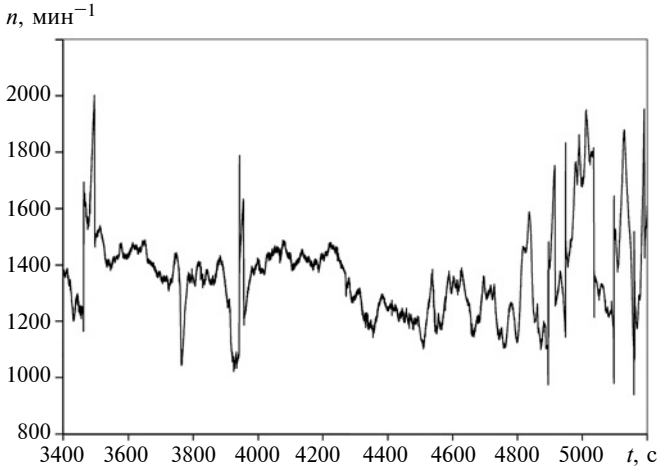


Рис. 1. Изменение во времени *t* частоты *n* вращения дизеля

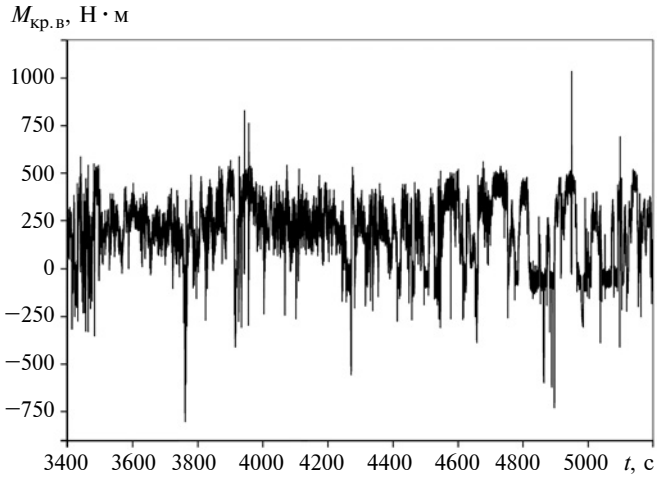


Рис. 2. Изменение во времени t крутящего момента $M_{кр.в}$ на ведущих колесах автомобиля

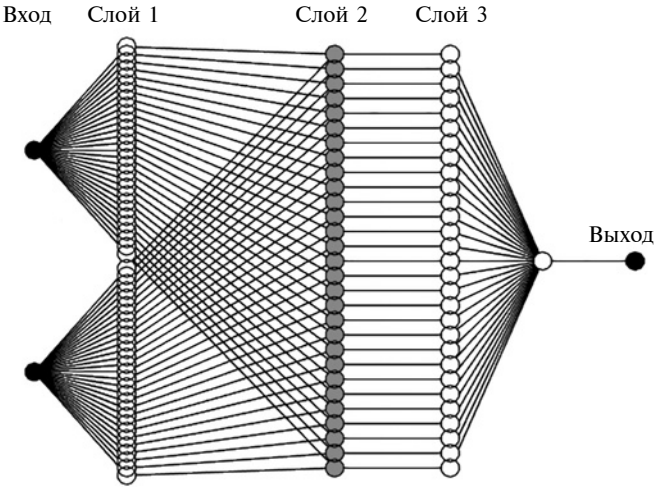


Рис. 3. Структура нейронечеткой сети

После предварительной настройки оборудования и обкатки автомобиля записывались в течение $t = 7102$ с следующие параметры: крутящий момент $M_{кр.в}$ на ведущих колесах; угловая скорость ω ведущих колес; частота n вращения дизеля; расход топлива. Обработав эти данные, получили зависимости, представленные на рис. 1 и 2. Данные временны́е участки были выбраны из-за того, что форма представленных на них зависимостей совпадает с испытательным циклом ЕТС ГОСТ Р 41.49—2003 [9], сформированного на основе правил ЕЭК ООН № 49.

Данный ГОСТ служит для сертификации транспортного средства в отношении его дизеля и сертификации дизеля как отдельного технического агрегата. Для этого данным ГОСТом предусмотрено проведение сертификационных испытаний. Одним из таких испытательных циклов является ЕТС, состоящий из 1800 последовательных посекундных переходных режимов [9].

Структура нейронечеткой сети представлена на рис. 3. Здесь выбраны: для первого входного параметра частоты n вращения вала дизеля; для второго входного параметра нагрузки на валу дизеля (по 29 нечетких меток, что в дальнейшем определяет количество нейронов на каждом слое).

Выходы нейронов первого слоя представляют собой степени принадлежности входных значений нечетким множествам, ассоциированным с нейронами. Для первого входного параметра определены нечеткие метки в диапазоне $n = 600 \div 2450$ мин$^{-1}$, а функции принадлежности первого входного параметра приняли вид, представленный на рис. 4. Для второго входного параметра определены нечеткие метки в диапазоне от 0 до −100 Н · м, а функции принадлежности второго входного параметра приняли вид, представленный на рис. 5.

Слой 2 определяет степень соответствия значений входных сигналов условиям правил. Сигнал на выходе слоя 3 представляет собой сумму произведений весов и нормированных степеней активности правил.

Для обучения нейронной сети применялся гибридный метод в виде алгоритма обратного распространения ошибки и метода наименьших квадратов. Результаты имитационного моделирования в сравнении с реальными значениями расхода Q топлива при нестационарных нагрузках представлены в виде гистограммы на рис. 6. В процессе обучения

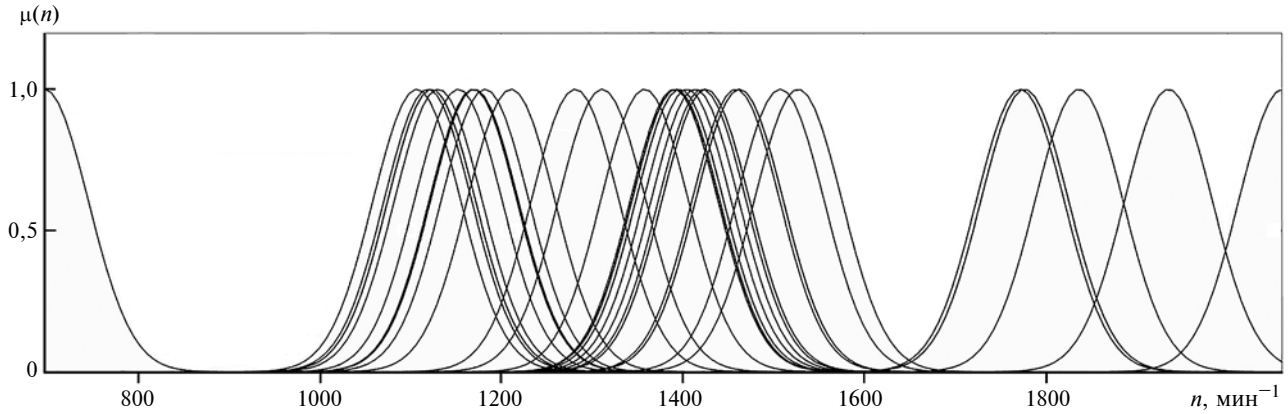


Рис. 4. Функции принадлежности параметра n

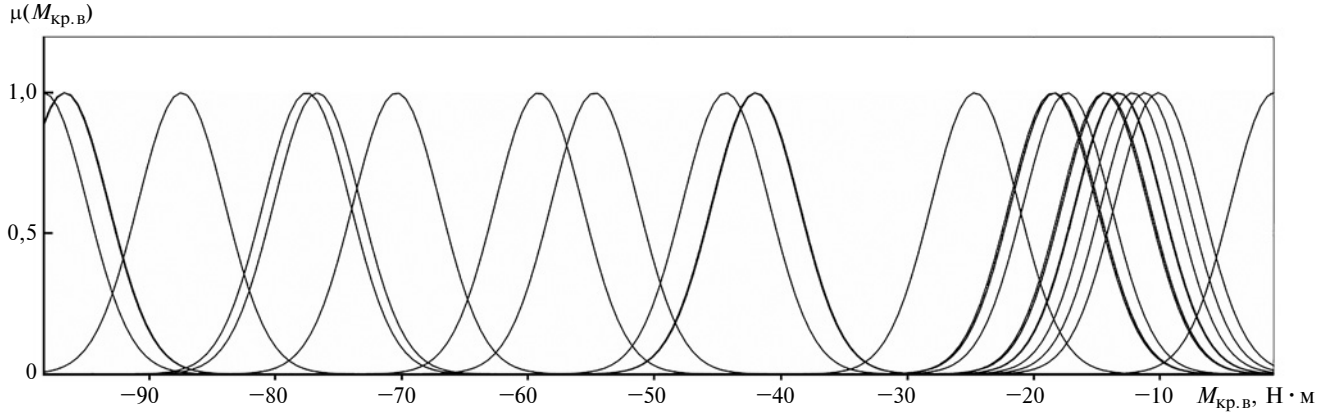


Рис. 5. Функции принадлежности параметра $M_{кр.в}$

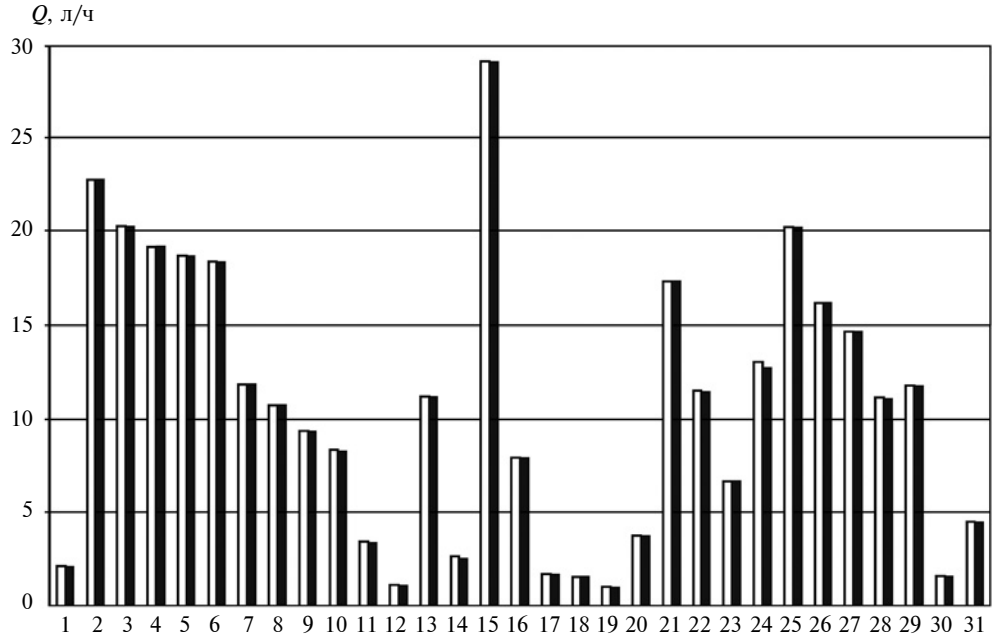


Рис. 6. Гистограмма фактического (□) расхода топлива и расхода топлива согласно модели (■)

были подобраны параметры нейронечеткой сети, обеспечивающие максимальную погрешность отдельного измерения 3,5375 % при средней погрешности модели 0,4429 %.

График зависимости расхода топлива от двух входных параметров, полученный имитационным моделированием с помощью нейронечеткой сети, показан на рис. 7. Поверхность имеет гладкий вид, что показывает возможность получения управляющего воздействия для любых значений входных переменных из заданного диапазона.

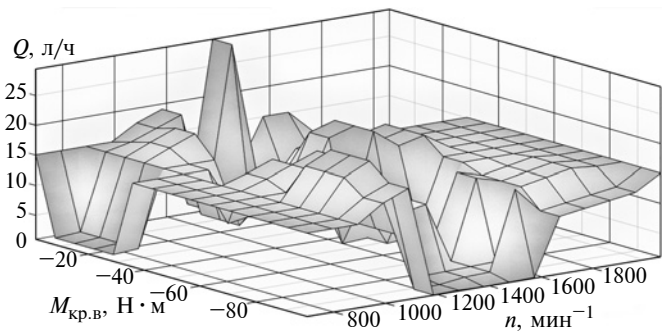


Рис. 7. График зависимости расхода Q топлива дизеля от входных параметров n и $M_{кр.в}$, полученный имитационным моделированием

Таким образом, разработанная нейронечеткая модель дизеля дает возможность имитировать различные режимы его работы в соответствии с испытательным циклом ЕТС согласно ГОСТ Р 41.49—2003, что позволяет использовать данную модель для определения расхода топлива при воздействии динамических нагрузок и получения поверхности вывода по двум основным входным параметрам. Используя известные методы оптимизации, можно по разработанной модели определить наилучшие параметры при составлении таблицы электронного блока управления двигателем, избегая завышенных значений расхода топлива, что позволит повысить экологичность и энергоэффективность работы дизеля под воздействием нестационарных нагрузок.

УДК 621.882, 539.432

М. Н. ЗАХАРОВ, д-р техн. наук, М. С. КУЦ (МГТУ им. Н. Э. Баумана), e-mail: kuts@bmstu.ru

Расчет силы затяжки болтов из условия равноопасности раскрытия стыка и усталостного разрушения

Предложен подход к определению оптимальной затяжки винтов в резьбовом соединении, работающем под действием переменной нагрузки. Оптимальное усилие затяжки определяется из условия равенства коэффициентов запаса по нераскрытию стыка и предела выносливости винтов.

Ключевые слова: резьбовые соединения, податливость контактного слоя, выносливость винтов, коэффициент основной нагрузки.

The optimal tightening force is determined from the condition of equality of margins of safety for non-disclosure of the joint and the endurance limit of the screws.

Keywords: threaded joints, contact layer flexibility, endurance of screws, base load coefficient.

Введение

Работоспособность резьбовых соединений, подверженных циклическому нагружению, определяется двумя условиями: нераскрытием стыка деталей и выносливостью крепежных элементов. Эти два условия, в определенном смысле, являются конфликтующими, так как нераскрытие стыка гарантируется высоким усилием затяжки болтов, но чрезмерно высокая затяжка снижает предел выносливости крепежа. Помимо того, следует учитывать такой фактор, как нелинейный характер контактной податливости, который приводит к уменьшению амплитуды напряжений при увеличении усилия затяжки. Перечисленные обстоятельства делают актуальным формулировку подхода к выбору оптимального усилия затяжки болта соединения с точки зрения удовлетворения условий его работоспособности.

Описание предлагаемого метода

Рассмотрим типовое болтовое соединение, нагруженное циклической внешней силой $F_{вн}$ (рис. 1).

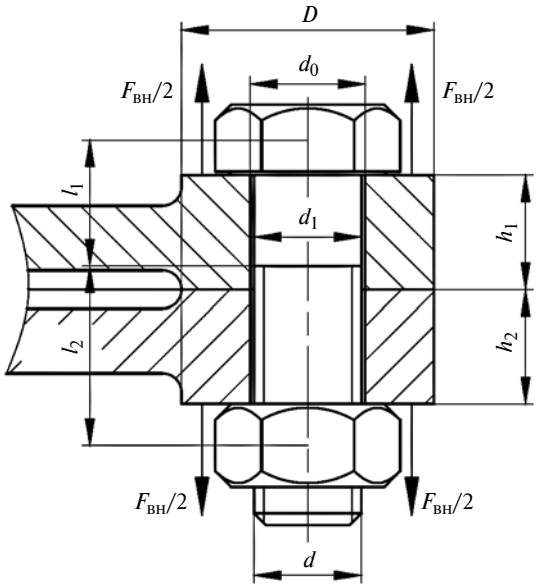


Рис. 1. Схема болтового соединения

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 27)

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Охотников Б. Л.** Эксплуатация двигателей внутреннего сгорания: учебное пособие. Екатеринбург: Изд-во Урал. ун-та, 2014. 140 с.

2. **Мозер Ф. К.** Дизель в 2015 г. Требования и направления развития технологий дизелей для легковых и грузовых автомобилей // Ассоциация автомобильных инженеров. Журнал ААИ. 2008. № 4 (51). С. 10—19.

3. **Зубков Е. В., Дмитриев С. В., Хайруллин А. Х.** Алгоритмизация технологических процессов автоматизированных испытаний дизельных двигателей. Казань: Казан. ун-т, 2011. 182 с.

4. **Galiullin L. A., Valiev R. A.** Modeling of internal combustion engines test conditions based on neural network // International Journal of Pharmacy and Technology. 2016. V. 8. Is. 3. P. 14902—14910.

5. **Automated** test system of diesel engines based on fuzzy neural network R. L. Biktimirov, R. A. Valiev, L. A. Galiullin et al. // Research Journal of Applied Sciences, 2014. 9 (12). P. 1059—1063.

6. **Galiullin L. A., Zubkov E. V.** Hybrid Neural Network for the Adjustment of Fuzzy System when Simulating Tests of Internal Combustion Engines // Russian Engineering Research. 2011. V. 31. № 5. P. 439—443.

7. **Зубков Е. В., Галиуллин Л. А.** Гибридная нейронная сеть для моделирования режимов испытаний двигателей внутреннего сгорания // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2011. № 1. С. 245—250.

8. **Зубков Е. В., Галиуллин Л. А.** Нечеткая нейросетевая модель управления дизелем при испытаниях // Тракторы и сельхозмашины. 2011. № 12. С. 21—23.

9. **ГОСТ Р 41.49—2003.** Единообразные предписания, касающиеся сертификации двигателей. М.: Изд-во стандартов, 2004. 146 с.

Согласно традиционным методам расчета [1, 2] усилие в болте можно определить по формуле

$$F_б = F_{зат} + \chi F_{вн}.$$

Здесь χ — коэффициент основной нагрузки, определяемый как отношение податливости детали к суммарной податливости соединения:

$$\chi = \frac{\lambda_д}{\lambda_д + \lambda_в}, \quad (1)$$

где (1) $\lambda_д$ и $\lambda_в$ — податливость детали и винта соответственно.

Согласно работам [3—7] деформированию подвергается материал стягиваемых деталей вблизи винта. По этой причине, при проектировании и расчетах групповых резьбовых соединений, стягиваемые детали заменяют на эквивалентные втулки, жестко соединенные между собой [2, 8]. В соединении места расположения винтов выполнены в виде приливов, имитирующих эквивалентные втулки диаметра D. Они могут быть определены по зависимостям (2)—(5), приведенным в работах [2, 8]:

$$\lambda_д = \frac{1}{E_д} \sum \frac{h_i}{A_i^д}; \quad (2)$$

$$\lambda_в = \frac{1}{E_в} \sum \frac{l_i}{A_i^в}, \quad (3)$$

где h_i и $A_i^д$ — толщина и площадь сечения опорных цилиндров стянутых деталей, мм; $A_i^в$ — площадь сечения опорных цилиндров, мм^2; l_i — длина i-го участка винта, мм; $E_д$ и $E_в$ — модули упругости материалов стягиваемых деталей и винта соответственно, МПа.

Согласно работам [2, 6, 7, 9] на податливость детали также оказывает влияние и контактный слой. Тогда суммарную податливость детали можно определить как

$$\lambda_\Sigma = \lambda_д + \lambda_к, \quad (4)$$

Здесь

$$\lambda_к = \frac{k}{A_к}, \quad (5)$$

Значения параметра *c* модели

Sm/*Ra*	*Wz*/*Ra*		
	0,5	1,0	2,0
80	58,27	55,95	47,04
120	52,95	50,20	42,51
160	46,92	44,42	36,15

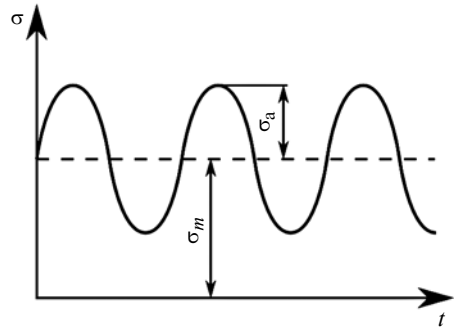


Рис. 2. График внешней циклической нагрузки, действующей на винт

где k — коэффициент нормальной податливости контактного слоя; $A_к$ — площадь стыка.

Коэффициент нормальной податливости можно определить как производную контактных сближений по давлению:

$$k = d\delta/dp. \quad (6)$$

Для определения коэффициента нормальной контактной податливости необходимо знать зависимость $\delta(p)$. В общем случае она может быть выражена степенной зависимостью [9]

$$\delta = cp^m, \quad (7)$$

в которой коэффициенты c и m определяются в результате эксперимента или численного расчета. В работах [8, 10, 11] показано, что следует принимать $m = 0{,}5$. Также авторами были проведены численные расчеты, в результате которых были получены значения коэффициента c для различных значений параметра шероховатости Ra, высоты волнистости Wz и среднего шага Sm шероховатости профиля (таблица).

Статическую и амплитудную составляющие напряжений (рис. 2) в винте находим по формулам:

$$\sigma_m = \frac{F_{зат}}{A_в}; \quad (8)$$

$$\sigma_а = \frac{\chi F_{вн}}{A_в}, \quad (9)$$

где $F_{зат}$ — усилие затяжки винта, Н; $F_{вн}$ — приведенная внешняя переменная нагрузка, Н; $A_в$ — площадь сечения винта по внутреннему диаметру резьбы.

На рис. 3 приведен пример изменения коэффициента χ основной нагрузки при увеличении усилия затяжки. При расчете деталей, работающих в условиях переменных нагрузок, коэффициент запаса по усталости определяется из диаграммы (рис. 4) предельных амплитуд [12—14], кото-

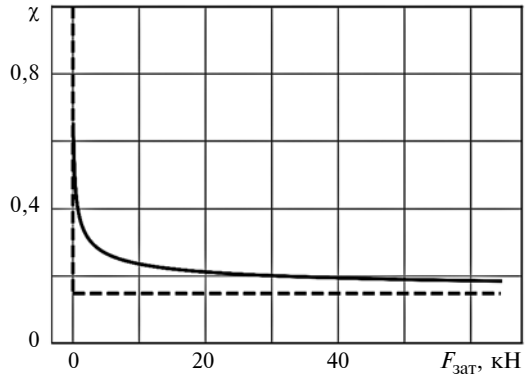


Рис. 3. Зависимость изменения коэффициента χ основной нагрузки от усилия $F_{зат}$ затяжки

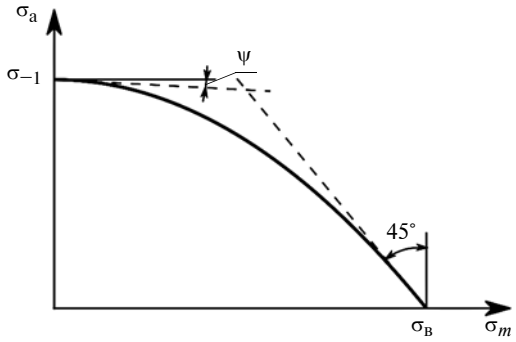


Рис. 4. Диаграмма предельных амплитуд

рая для большинства случаев может быть описана зависимостью

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_{-1}} + \sqrt{\frac{\sigma_m}{\sigma_в}} = 1, \qquad (10)$$

где σ_{-1} — предел выносливости материала при симметричном цикле нагружения; $\sigma_в$ — статический предел прочности материала.

Для того чтобы определить оптимальное усилие затяжки винта, перестроим диаграмму в координатах ($F_{зат}$; $F_{вн}$), подставив выражения (8), (9) в (10). В результате получим выражение для предельной внешней нагрузки при заданном усилии затяжки:

$$F_{вн} < F_{вн.пр} = \frac{\sigma_{-1}A_в}{\chi}\left(1 - \sqrt{\frac{F_{зат}}{\sigma_в A_в}}\right). \qquad (11)$$

При традиционном расчете болтовых соединений сила затяжки винта выбирается исходя из условия нераскрытия стыка:

$$F_{вн} < F_{р.ст} = \frac{F_{зат}}{1-\chi}. \qquad (12)$$

Таким образом, рабочая зона резьбового соединения, определяемая из условий (11), (12), может быть графически изображена как пересечение областей под графиками функций $F_{вн.пр}(F_{зат})$ и $F_{р.ст}(F_{зат})$ (рис. 5).

Положим, что на соединение действует внешняя переменная нагрузка $F'_{вн}$. Согласно диаграмме на рис. 5 допустимая сила затяжки в этом случае будет изменяться в диапазоне $[F'_{зат};\ F''_{зат}]$. Оптимальной затяжкой в таком случае будем считать такую, при которой коэффициенты запаса по нераскрытию стыка $S_{н.ст}$ и усталости $S_у$ будут равны. Значение нагрузки в общем случае может быть получено численно или графически по диаграмме рабочих нагрузок.

Пример расчета

Определим оптимальное усилие затяжки винта М16, стягивающего две стальные детали, толщиной $h_1 = h_2 = 30$ мм и диаметром $D = 50$ мм, нагруженные внешней переменной симметричной нагрузкой $F_{вн} = 30$ кН. Контактные поверхности деталей обработаны точением, параметр шероховатости $Ra = 1{,}6$ мкм, высота волнистости $Wz = 3{,}2$ мкм, шаг шероховатости $Sm = 0{,}2$ мм. Класс прочности винта — 6.8. Диаметр отверстия под винт $d_0 = 17$. Модуль упругости и коэффициент Пуассона для стали: $E_1 = E_2 = E_в = 2{,}1 \cdot 10^5$ МПа, $\mu_1 = \mu_2 = \mu_в = 0{,}3$.

1. Предварительные расчеты для данных условий:

$$E^* = \left(\frac{1-\mu_1^2}{E_1} + \frac{1-\mu_2^2}{E_2}\right)^{-1} = 1{,}15 \cdot 10^5 \text{ МПа};$$

$$A_д = A_к = \frac{\pi}{4}(D^2 - d_0^2) = 681 \text{ мм}^2;$$

$$A_в = \frac{\pi}{4} d_3^2 = \frac{\pi}{4}(d - 1{,}227P)^2 = 144 \text{ мм}^2.$$

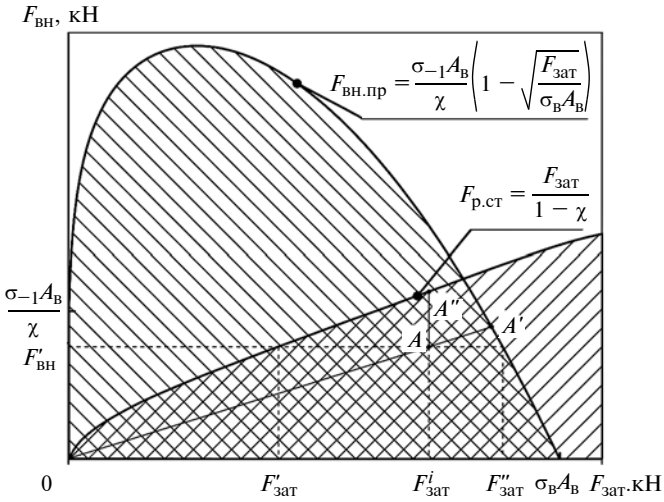


Рис. 5. Рабочая область винта, нагруженного переменной нагрузкой

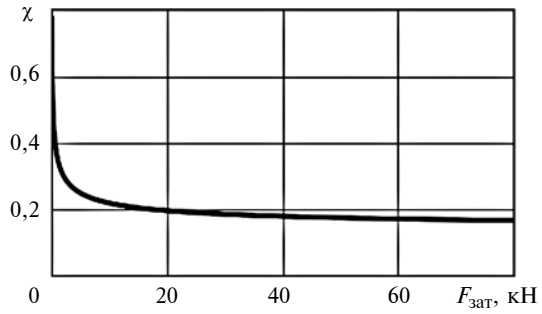


Рис. 6. Зависимость коэффициента χ основной нагрузки от усилия $F_{зат}$ затяжки

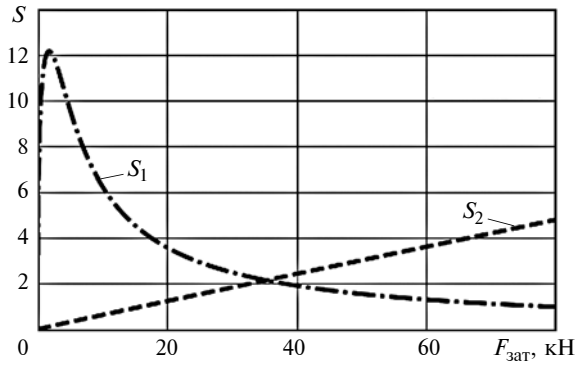


Рис. 7. Зависимости коэффициентов запаса по пределу выносливости (S_1) и нераскрытию стыка (S_2)

2. По формулам (2) и (3) определим податливости винта и деталей:

$$\lambda_д = \frac{1}{E_д}\left(\frac{h_1}{A_{д1}} + \frac{h_2}{A_{д2}}\right) = 4{,}2 \cdot 10^{-7} \text{ мм/Н}; \qquad (13)$$

$$\lambda_в = \frac{1}{E_в}\,\frac{h_1 + h_2 + d}{A_в} = 2{,}7 \cdot 10^{-6} \text{ мм/Н}. \qquad (14)$$

3. По таблице определим зависимость для контактных сближений δ от давления p:

$$\delta = Ra \cdot c\sqrt{\frac{p}{E^*}} = 0{,}198\sqrt{p}. \qquad (15)$$

4. Продифференцировав выражение (15) и разделив на площадь $A_к$ стыка, получим зависимость для податливости контактного слоя:

$$\lambda_к = \frac{1}{A_к} \cdot \frac{dk}{dp} = \frac{1}{1455\sqrt{p}}, \text{ мм/Н}. \qquad (16)$$

5. Подставив формулы (13), (14) и (16) в равенство (1), получим зависимость коэффициента основной нагрузки от усилия затяжки (рис. 6).

6. Воспользовавшись зависимостями (11) и (12), построим графики коэффициентов запаса по пределу выносливости (S_1) и нераскрытию стыка (S_2) (рис. 7). По графикам видно, что оптимальным является усилие затяжки $F_{зат}$ = 35,3 кН, при которой $S_1 = S_2 = 2$.

Выводы

Предложенный подход позволяет определить оптимальное усилие затяжки винтов резьбовых соединений деталей, подверженных переменной во времени нагрузке, при котором обеспечивается равенство коэффициентов запаса по нераскрытию стыка и пределу выносливости соединения.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Андриенко Л. А., Байков Б. А., Захаров М. Н.** и др. Детали машин. М.: МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2014. 472 с.
2. **Биргер И. А., Иосилевич Г. Б.** Резьбовые и фланцевые соединения. М.: Машиностроение, 1990. 368 с.
3. **Ito Y.** Modular design for machine tools. McGraw Hill Professional, 2008. 504 p.
4. **Ivanov A. S., Murkin S. V.** Screw tightening in dynamically loaded threaded joints // Russian Engineering Research. 2016. V. 36. N. 10. P. 809—810.
5. **Ito Y., Toyoda J., Nagata S.** Interface Pressure Distribution in a Bolt-Flange Assembly // Translation of ASME, Jornal of Mechanical Design. 1979. N. 101. P. 330—337.
6. **Ito Y., Murakami Y., Itoh S.** Interface Pressure Distribution in Single Bolt-Flange Assembly — Development of a Measuring Equipment for Two Dimensional Interface Pressure Distribution and a Few Measured Results // Translations of JSME (C). 1984. N. 50 (458). P. 1816—1824.
7. **Ito Y. A.** Contribution to the Effective Range of the Preload on a Bolted Joint // Proceedings of 14th Conference MTDR. 1974. P. 503—507.
8. **Иванов А. С., Муркин С. В.** Расчет и проектирование резьбовых соединений приводов. М.: Инновационное машиностроение, 2015. 240 с.
9. **Решетов Д. Н., Левина З. М.** Расчет станков на контактную жесткость // Станки и инструмент. 1951. № 1.
10. **Murkin S. V., Ivanov A. S., Ermolaev M. M., Rudnev S. K.** Position of the skew axis of a threaded joint under the action of a tipping torque // Russian Engineering Research. 2016. N. 1. P. 16—19.
11. **Иванов А. С., Измайлов В. В.** Расчет контактной деформации при конструировании машин // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2006. № 8. С. 3—10.
12. **Захаров М. Н.** Прочностная надежность оборудования. М.: МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2011. 123 с.
13. **Серенсен С. В., Когаев В. П.** Несущая способность и расчеты деталей машин на прочность. М.: Машиностроение, 1975. 500 с.
14. **Петерсон Р.** Коэффициенты концентрации напряжений: Графики формулы для расчета конструктивных элементов на прочность. М.: Мир, 1977. 302 с.

УДК (620.165:62-791).001.57

Ю. С. АСАДОВА, В. А. МАКАРОВ, д-р техн. наук (РТУ МИРЭА), e-mail: himtest@mail.ru

Динамические методы калибровки автоматических средств контроля герметичности

Рассмотрены динамические методы калибровки автоматических течеискателей и манометрических приборов контроля герметичности. В основу хронометрического и редукционного методов калибровки положено истечение газа под испытательным давлением через активные сопротивления, работающие в частотном режиме. Высокая точность предлагаемых методов обеспечивается отсутствием зависимости от температуры, влажности и параметров используемого испытательного газа. Калибровка обеспечивает реализацию альтернативного режима работы испытательной аппаратуры изделий массового производства.

Ключевые слова: метод, калибровка, герметичность, контроль герметичности, автоматические средства течеискания, манометрический прибор, течеискатель.

Dynamic methods for calibrating of automatic leak detectors and manometric instruments for leak tightness control are considered. The basis of the chronometric and reduction methods of calibration is the gas outflow under test pressure through active resistances operating in frequency mode. The high accuracy of the proposed methods is ensured by the absence of dependence on temperature, humidity and parameters of the test gas used. Calibration ensures the implementation of an alternative mode of operation of the test equipment for mass production products.

Keywords: method, calibration, leak tightness, leak tightness control, automatic leak detection devices, manometric instrument, leak detector.

В массовом производстве испытания продукции широко используются для оценки ее качества. При проведении испытаний изделий на герметичность традиционно применяют динамические методы калибровки, к которым по существующей классификации [1] относятся хронометрические и редукционные способы. Оба способа применяются в пневматических системах при определении параметров истечения из "глухой" замкнутой камеры в атмосферу [2] и в дроссельном пакете [3], используемом для получения требуемого значения давления. Хронометрический способ основан на сопоставлении показаний поверяемого манометрического средства контроля герметичности (КГ) с расчетными значениями давлений и прогнозированием на этой основе более малых изменений давлений по функциональной зависимости давление — время при опустошении и наполнении камер известного объема. С помощью редукционного способа калибровки определяют давления в междроссельных камерах и молекулярные расходы (потоки) в отдельных ветвях схемы в зависимости от последовательного или параллельного соединения сопротивлений между собой.

Использованию динамических методов при калибровке [4] препятствует применение пассивных сопротивлений, выполненных в виде переменных и постоянных дросселей, цилиндрических капилляров, пористых перегородок, проникающих мембран и других конструкций [5], имеющих ряд существенных недостатков, главными из которых являются следующие:

1. Для сохранения линейности между потоком газа и перепадом давлений по обе стороны пассивного сопротивления необходимо работать в диапазонах истечения газа при молекулярном или вязкостном режимах, что требует существенного уменьшения проходных сечений калиброванных течей. При этом возникает опасность их засорения и изменения вследствие этого характеристик сопротивлений.

2. Рабочая область норм контроля герметичности для большинства изделий массового производства [6, 7] в основном находится в диапазоне $10^{-3} \div 10^{-7}$ м$^3 \cdot$ Па/с, в котором течение газа происходит в вязкостном или молекулярном режимах. Для воспроизведения таких потоков требуется довольно большое время, что неприемлемо для оперативной проверки автоматических средств КГ.

3. Проводимость пассивных сопротивлений зависит от рода газа и температуры. В производственных условиях требования к чистоте газа, очищенного от примесей [8], и к его термостабилизации довольно трудно соблюсти, что приводит к дополнительным погрешностям результатов измерений. При этом погрешности манипуляционных систем [9, 10] при подготовке и проведении испытаний не влияют на результаты измерений.

Для устранения указанных выше недостатков был предложен частотный принцип калибровки, основанный на переносе определенного количества молекул газа от большего потенциала к меньшему за n циклов [11]. Массоперенос возможен как на макроуровне [12], так и на молекулярном уровне; последнее направление мало изучено, и данная статья посвящена решению задачи в этих условиях.

Анализ известных технических решений этого вопроса свидетельствует о наличии различных способов решения указанной задачи [13—16].

Основными преимуществами активных сопротивлений по сравнению с пассивными для воспроизведения малых расходов являются:

1) малая погрешность активных сопротивлений, обусловленная линейностью статической характеристики при любых уровнях давлений при испытании;

2) независимость параметров от состава газа и температуры окружающей среды;

3) управляемость активного сопротивления изменением его проводимости с помощью частоты и объема калиброванной камеры;

4) независимость проводимости активного сопротивления от засорения каналов при использовании неочищенных газов.

Хронометрический метод калибровки

Предлагаемый метод калибровки основан на переносе определенного количества молекул из измерительной камеры, в которой размещается эталонное герметичное изделие, через активное сопротивление. Давление в измерительной камере при хронометрическом методе калибровки изменяется по экспоненциальному закону. В случае подсоединения к входу измерительной камеры активного сопротивления на экспоненту накладывается ступенчатая функция, обусловленная частотным режимом активного сопротивления R_n. На рис. 1 представлена структурная схема активного сопротивления R_n, на которой G — генератор импульсов, p_n, p_{n+1} — давления в междроссельных камерах.

На рис. 2 приведена схема, поясняющая суть предлагаемого метода калибровки газоаналитических течеискателей. Схема включает в себя: измерительный объем V_i, находящийся под постоянным давлением p_i, калибровочный объем V_0, камеру сброса V_k, в которой поддерживается постоянное давление p_k. Калибровочный объем соединяется с измерительным объемом и камерой сброса через клапаны *1* и *2*, соответственно. При этом давление p_i будет больше давления p_k, вследствие чего

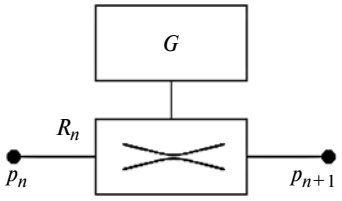


Рис. 1. Структурная схема активного сопротивления

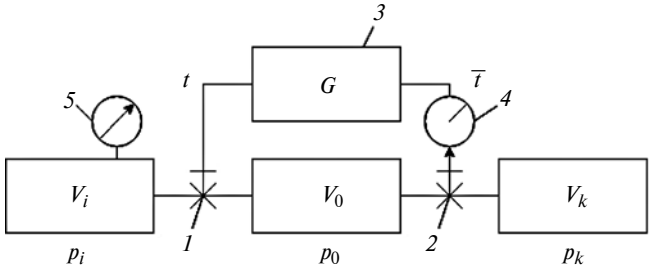


Рис. 2. Схема калибровки газоаналитических течеискателей

поток газа направлен из измерительного объема через калибровочный объем в камеру сброса через клапаны *1* и *2*, управляемые с помощью генератора *3* инверсными сигналами t и $\bar{t}$.

В исходном положении клапан *1* под действием сигнала t открыт, клапан *2* под действием сигнала $\bar{t}$ закрыт. Пробный газ заполняет измерительный V_i и калибровочный V_0 объемы и находится под давлением p_i. Число N_i молекул в объеме V_0 составит [14]:

$$N_i = \frac{p_i V_0}{kT}, \qquad (1)$$

где k — постоянная Больцмана; T — абсолютная температура газа.

По сигналу $\bar{t}$ калибровочный объем соединяется через открытый клапан *2* с камерой сброса V_k, а закрытый клапан *1* изолирует его от измерительного объема V_i. Пробный газ заполняет калибровочный объем и камеру сброса и находится под давлением p_k. Число N_k молекул в объеме V_0 составит:

$$N_k = \frac{p_k V_0}{kT}.$$

При давлении $p_i > p_k$ число молекул, перетекающих из измерительного объема через калибровочный объем за один такт,

$$N_i - N_k = \Delta N = \frac{V_0}{kT}(p_i - p_k).$$

За n тактов генератора общее число молекул составит:

$$N = \Delta N \cdot n = \frac{V_0 n}{kT}(p_i - p_k).$$

Молекулярный расход $\mathrm{d}N/\mathrm{d}t$ определяется по формуле

$$\frac{\mathrm{d}N}{\mathrm{d}t} = \frac{\mathrm{d}n}{\mathrm{d}t}\frac{V_0}{kT}(p_i - p_k). \qquad (2)$$

Учитывая, что $dn/dt = f$ — частота переключений генератора, молекулярный расход Q определим как

$$Q = \frac{dN}{dt} = \frac{fV_0}{kT}(p_i - p_k).$$

Общий поток Q_N газа через калибровочный объем составит:

$$Q_N = QkT = fV_0(p_i - p_k). \quad (3)$$

Введем обозначение коэффициента расхода:

$$\alpha = fV_0.$$

Тогда согласно формуле (3)

$$Q_N = \alpha(p_i - p_k). \quad (4)$$

Поскольку коэффициент α расхода не зависит от температуры и давления газа, уравнение (4) представляет собой линейную функцию потока Q_N от перепада давления $(p_i - p_k)$.

В частном случае, если давление p_k в камере сброса равно атмосферному давлению p_0, то поток

$$Q_N = \alpha p^*,$$

где p^* — избыточное давление.

Величина потока при калибровке газоаналитического течеискателя определяется расчетным путем и зависит от частоты переключений клапанов *1* и *2*, фиксируемой частотомером *4*, от измеряемого манометром *5* давления в измерительном объеме и от величины калибровочного объема V_0.

Активное сопротивление можно использовать при калибровке манометрических приборов контроля герметичности, у которых основной параметр регистрации — изменение Δp испытательного давления. Определение Δp при калибровке представляет большие трудности в связи с их малыми значениями. Так, для значений степени герметичности в диапазоне $10^{-3} \div 10^{-7}$ м$^3 \cdot$ Па/с необходимо регистрировать Δp в диапазоне 5÷100 Па при испытательном давлении p = 0,02÷1,0 МПа. Задача определения Δp особенно затруднена при малых измерительных объемах, когда испытательное давление p в объеме V_i не остается постоянным в течение времени Δt контроля. Так как обычными средствами измерений такую поверку осуществить невозможно, то предлагается применять косвенные методы, основанные на использовании частотного принципа работы активного сопротивления.

Число молекул, проходящих через частотное сопротивление в единицу времени, представляет собой молекулярный расход dN/dt, определяемый по формуле (2), из которого следует:

$$\frac{dN}{dt} = \frac{fV_0}{kT}p^*. \quad (5)$$

Если принять процесс изменения давления в измерительной камере изотермическим, то из уравнения состояния $pV = NkT$ получим соотношение:

$$\frac{dN}{dt} = \frac{V_i}{kT}\frac{dp}{dt}.$$

Так как при p_i = const имеем $dp = dp^*$, то из последнего соотношения и из уравнения (5) следует:

$$\frac{V_i}{kT}\frac{dp^*}{dt} = -\frac{fV_0 p^*}{kT}. \quad (6)$$

Разделяя переменные в уравнении (6), получим:

$$\frac{dp^*}{p} = -\frac{fV_0}{V_i}dt.$$

Проведя интегрирование и представив постоянную интегрирования в форме $C_* = \ln C$, получим:

$$\ln p^* = -\frac{fV_0}{V_i}t + \ln C,$$

откуда $p^* = Ce^{-\frac{fV_0}{V_i}t}$.

Обозначая давление p при $t = 0$ как p_a, находим $C = p_a^*$.

Окончательно получаем для рассматриваемого процесса

$$p^* = p_a^* e^{-\frac{t}{\tau}}, \quad (7)$$

где $\tau = V_i/(fV_0)$.

Согласно формуле (7) давление в камере при данном процессе меняется по экспоненциальному закону. Отсюда падение давления в камере малого объема

$$\Delta p = p_a^* - p_b^* = p_a^*\left(1 - e^{-\frac{t_{ab}}{\tau}}\right) = p_a^*\left(1 - e^{-\frac{V_0 f t_{ab}}{V_i}}\right),$$

где $ft_{ab} = n$ — число тактов генератора, необходимых для падения давления от значения p_a^* до p_b^*.

Таким образом,

$$\Delta p = p_a^*\left(1 - e^{-\frac{V_0 n}{V_i}}\right). \quad (8)$$

Из формулы (8) следует, что падение давления на каждом такте работы генератора представляет собой ряд:

$$\Delta p_1 = p_a^* \left(1 - \mathrm{e}^{-\frac{V_0}{V_i}}\right);$$

$$\Delta p_2 = p_a^* \mathrm{e}^{-\frac{V_0}{V_i}} \left(1 - \mathrm{e}^{-\frac{V_0}{V_i}}\right);$$

$$\Delta p_3 = p_a^* \mathrm{e}^{-\frac{2V_0}{V_i}} \left(1 - \mathrm{e}^{-\frac{V_0}{V_i}}\right);$$

$$\Delta p_n = p_a^* \mathrm{e}^{-\frac{(n-1)V_0}{V_i}} \left(1 - \mathrm{e}^{-\frac{V_0}{V_i}}\right). \qquad (9)$$

Сумма членов этого ряда за n тактов работы генератора равна падению Δp давления:

$$\Delta p = \sum_{i=1}^{n} \Delta p_i.$$

Принимая за Δp цену деления прибора (значение $\Delta p_ц$), разбиваем ее на n частей (рис. 3). Изменяя количество тактов генератора, можно фиксировать малые значения падения давления в камере, заданные в технической документации.

Для проведения математического моделирования процесса падения давления в камере малого объема определим реально возможные параметры системы. Для этого построим зависимости $V_0(n)$ для следующего набора исходных данных:

$$p_a^* = 0{,}02;\ 0{,}04;\ 0{,}08 \text{ МПа};$$

$$\Delta p^* = 500 \text{ Па}, \quad V_i = 50 \text{ см}^3.$$

Время t_{ab}, в течение которого давление в камере падает от значения p_a^* до значения p_b^*,

$$t_{ab} = -\tau \ln\frac{p_b^*}{p_a^*} = -\frac{V_i}{fV_0}\ln\frac{p_b^*}{p_a^*}.$$

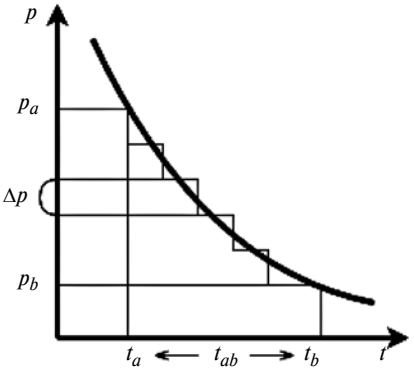


Рис. 3. Зависимость давления *p* в измерительной камере от времени *t*

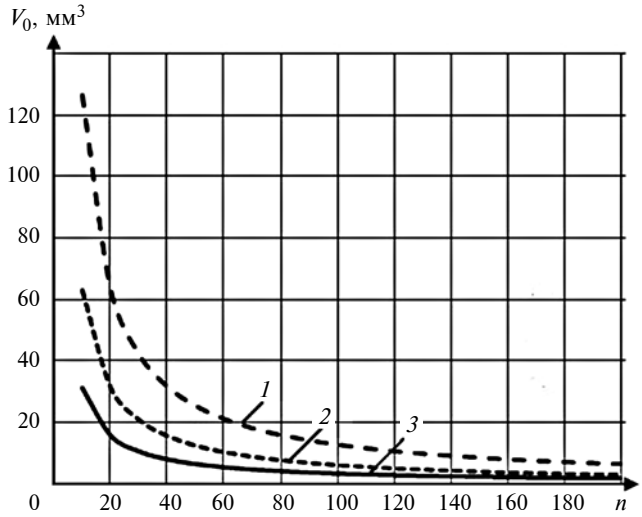


Рис. 4. График зависимости $V_0(n)$ при давлении испытания p = 0,02 (*1*), 0,04 (*2*), 0,08 МПа (*3*)

Отсюда:

$$n = ft_{ab} = -\frac{V_i}{V_0}\ln\frac{p_b^*}{p_a^*};$$

$$V_0 = -\frac{V_i}{n}\ln\frac{p_b^*}{p_a^*}. \qquad (10)$$

График функции $V_0(n)$ при давлениях испытания в диапазоне 0,02÷0,08 МПа представлен на рис. 4.

Анализ представленных зависимостей показал, что для выбранных параметров измерительной системы в диапазоне n = 5÷100 калибровочный объем V_0 существенно меньше измерительного объема V_i. Отсюда следует, что значения Δp_i равны между собой с точностью до десятых долей паскаля, что подтверждается следующими расчетами. Рассмотрим камеру объемом V_i = 50 см^3 с давлением в камере p^* = 0,02 МПа и требуемой степенью герметичности $B = 3 \cdot 10^{-4}$ м$^3 \cdot$ Па/с; регистрирующий прибор — манометр МО-250-1 с ценой деления 250 Па. Задаем относительную погрешность 2 % или абсолютную погрешность измерений 5 Па. Необходимое число тактов генератора для достижения падения давления на одну цену деления 250 Па равно 50. По формуле (10) определяем величину калибровочного объема V_0. В данном случае V_0 = 12,6 мм^3. По формулам (9) определяем значения 1-го, 10-го и 50-го членов ряда: Δp_1 = 5,04 Па, Δp_{10} = 5,03 Па, Δp_{50} = 4,98 Па. Как видно из расчетов, значения Δp_i отличаются не более, чем на 1,2 %.

Определив по формуле (8) значение падения давления в камере и принимая за достоверную величину абсолютную погрешность 5 Па, получаем необходимое число тактов генератора для достижения падения давления в камере Δp = 50 Па, рав-

ное 10. Отсчитав 10 тактов работы генератора, фиксируем малое падение давления, равное 50 Па.

К недостаткам хронометрического метода следует отнести отсутствие компенсации изменения переменных объемов при изменении давления и сорбционных потоков. Этих недостатков лишен редукционный метод калибровки.

Редукционный метод калибровки

Этот метод калибровки основан на использовании пневматического дроссельного пакета, в котором можно определять давление в междроссельных камерах и молекулярные расходы в отдельных ветвях схемы в зависимости от последовательного или параллельного соединения активных сопротивлений. В связи с этим редукционный метод можно использовать соответственно для калибровки манометрических приборов КГ в единицах давления или течеискателей в единицах молекулярного расхода.

Рассмотрим оба способа калибровки.

Способ калибровки манометрических приборов КГ реализуется в схемах с последовательным расположением активных сопротивлений (рис. 5), где *1* — измерительная схема; *2* — измерительная камера; *3* — устройство контроля герметичности; *4* — контрольный манометр; *5* — генератор импульсов; *6÷9* — активные сопротивления $R_1 \div R_n$, p_i — испытательное давление; p_0 — атмосферное давление; $p_1 \div p_n$ — давления в междроссельных камерах.

Для n последовательно соединенных сопротивлений давления $p_1 \div p_n$ в междроссельных камерах составляют:

$$\left.\begin{aligned} p_2 &= p_1\frac{R_2+R_3+\ldots+R_n}{R_1+R_2+\ldots+R_n}+p_0\frac{R_1}{R_1+R_2+\ldots+R_n};\\ p_3 &= p_1\frac{R_3+R_4+\ldots+R_n}{R_1+R_2+\ldots+R_n}+p_0\frac{R_1+R_2}{R_1+R_2+\ldots+R_n}.\end{aligned}\right\} \quad (11)$$

При одинаковых параметрах сопротивлений выражения (11) можно представить в виде:

$$p_{20} = p_1\frac{n-1}{n} + p_0\frac{1}{n};$$

$$p_{30} = p_1\frac{n-2}{n} + p_0\frac{2}{n};$$

$$p_{n0} = p_1\frac{1}{n} + p_0\frac{n-1}{n},$$

где p_{20}, p_{30}, ..., p_{n0} — исходные значения давления в междроссельных камерах.

Для калибровки манометрических приборов КГ используется манометр с доверительным интервалом Δ показаний, подсоединенный к линии испытательного давления p_i. Под доверительным интервалом (например, цена деления манометра) понимается интервал давлений, больший диапазона, обусловленного классом точности образцового средства измерения. Тогда при изменении давления p_1 на величину $p_1 - \Delta$ давления в междроссельных камерах соответственно изменяются:

$$\left.\begin{aligned} p_2 &= (p_1-\Delta_p)\frac{n-1}{n}+p_0\frac{1}{n};\\ p_3 &= (p_1-\Delta_p)\frac{n-2}{n}+p_0\frac{2}{n};\\ p_n &= (p_1-\Delta_p)\frac{1}{n}+p_0\frac{n-1}{n}.\end{aligned}\right\} \quad (12)$$

Преобразуя формулы (12), получим:

$$p_2 = p_{20} - \Delta_p\frac{n-1}{n};$$

$$p_3 = p_{30} - \Delta_p\frac{n-2}{n};$$

$$p_n = p_{n0} - \Delta_p\frac{1}{n}.$$

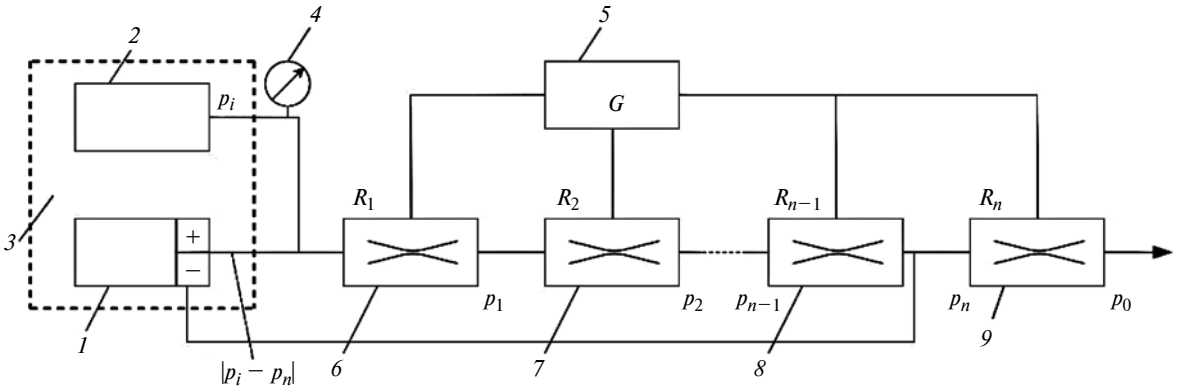


Рис. 5. Способ калибровки манометрических приборов КГ

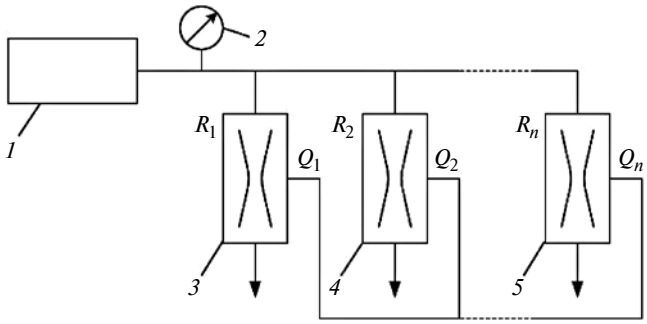


Рис. 6. Способ калибровки с параллельным расположением активных сопротивлений

Значения изменения давления

$$\Delta_p,\ \Delta_p\frac{n-1}{n},\ \Delta_p\frac{n-2}{n},\ \ldots,\ \Delta_p\frac{2}{n},\ \Delta_p\frac{1}{n}$$

представляют собой арифметическую прогрессию с разностью Δ/p. Например, при цене деления образцового манометра 200 Па и числе сопротивлений $n = 20$ давления в камерах 20, 19, 2 и 1 соответственно составляют 10, 20, 190 и 200 Па.

Давления в редукционной схеме меняются пропорционально изменению давления p_i испытания. Этот вывод справедлив и для разных значений сопротивлений, что существенно упрощает процесс калибровки.

Способ калибровки течеискателей реализуется в схемах с параллельным расположением активных сопротивлений (рис. 6), где *1* — измерительная камера; *2* — манометр; *3*, *4*, *5* — активные сопротивления; $Q_1 \div Q_n$ — молекулярные расходы.

Для n сопротивлений, расположенных параллельно, утечки составляют:

$$\frac{Q_1}{Q_0} = \frac{R_2R_3\ldots R_n}{\psi_R};$$

$$\frac{Q_2}{Q_0} = \frac{R_1R_3\ldots R_n}{\psi_R};$$

$$\frac{Q_3}{Q_0} = \frac{R_1R_2\ldots R_n}{\psi_R};$$

$$\frac{Q_n}{Q_0} = \frac{R_1R_2\ldots R_{n-1}}{\psi_R}, \qquad (13)$$

где $\psi_R = R_2R_3 \ldots R_n + R_1R_3 \ldots R_n + R_1R_2 \ldots R_n + R_1R_2 \ldots R_{n-1}$.

При $R_1 = R_2 = \ldots = R_n$ уравнение (13) приводится к единому виду:

$$\frac{Q_i}{Q_0} = \frac{1}{n},$$

т. е. отношение молекулярных расходов в i-й ветви к общему расходу зависит от числа ветвей герметологической цепи.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Неразрушающий** контроль: Справочник / Под общ. ред. В. В. Клюева. Т. 2. Кн. 1. М.: Машиностроение, 2003. 181 с.

2. **Фудим Е. В.** Пневматическая вычислительная техника. М.: Наука, 1973. 360 с.

3. **Залманзон Л. А.** Проточные элементы пневматических приборов контроля и управления. М.: Изд-во Академии наук СССР, 1961. 249 с.

4. **Velichko A. P.** Features of calibration of infrared radiometers working in window of transparency of the atmosphere 8—14 microns // Russian Technological Journal. 2018. V. 6. N 6. P. 55—65.

5. **Сажин С. Г., Лемберский В. Б.** Автоматизация контроля герметичности изделий массового производства. Горький: Волго-Вятское кн. изд-во, 1977. 175 с.

6. **Development** of digital machine-building production in the Industry 4.0 concept / V. A. Kholopov, E. N. Kashirskaya, A. P. Kushnir et. al. // Journal of Machinery Manufacture and Reliability. 2018. V. 47. N. 4. P. 380—385.

7. **Methodology** for assessing the implementation of the production process / E. N. Kashirskaya, E. V. Kurnasov, V. A. Kholopov, A. G. Shmeleva // Proceedings of 2017 IEEE 2nd International Conference on Control in Technical Systems, CTS 2017. St. Petersburg: IEEE. 2017. P. 232—235. DOI: 10.1109/CTSYS.2017.8109533.

8. **Kurnasov E. V., Malyshkin A. B.** Control of the selective hydrogenation of acetylene compounds // Russian Engineering Research. 2017. V. 37. N. 5. P. 393—396.

9. **Chizhikov V. I., Kurnasov E. V., Vorob'ev E. I.** Capture of an object on the basis of tactile surface recognition // Russian Engineering Research. 2018. V. 38. N. 4. P. 251—255.

10. **Чижиков В. И., Курнасов Е. В.** Синтез системы автоматического управления стабилизацией усилия захвата предмета с нечеткой геометрической характеристикой // Автоматизация. Современные технологии. 2016. № 2. С. 3—10.

11. **Течеискание:** учебное пособие / А. И. Евлампиев, Е. Д. Попов, С. Г. Сажин, П. С. Сумкин. Под общ. ред. В. В. Клюева. М.: Изд. дом "Спектр", 2011. 208 с.

12. **Kushnir A. P.** Simulation of passing through the armor // Russian Technological Journal. 2015. V. 2. N. 4. P. 116—126.

13. **Пат. 2239807 Рос. Федерации**: МПК G 01 M 3/02. Способ калибровки газоаналитического течеискателя.

14. **Пат. 159781 Рос. Федерации**: МПК G 01 M 3/24. Устройство для повышения уровня чувствительности при контроле герметичности неконтактным акустическим газовым методом и калибровки нижнего порога срабатывания течеискательной аппаратуры.

15. **Maciej Kubicki, Mirosław Maliński.** The nondestructive thermoacoustic method of determination of the air-tightness of metal packagings of transistors // 19th International Workshop on Thermal Investigations of ICs and Systems (THERMINIC). Berlin: IEEE. 2013. P. 21—26.

16. **How to choose** a leak detection method / M. L. Vinogradov, D. K. Kostrin, M. V. Karganov, V. Yu. Tiskovich // 2016 IEEE NW Russia Young Researchers in Electrical and Electronic Engineering Conference (EIConRusNW). St. Petersburg: IEEE. 2016. P. 100—104.

УДК 620.178.152.34

Н. А. ВОРОНИН, д-р техн. наук (ИМАШ им. А. А. Благонравова РАН), К. С. КРАВЧУК, канд. физ.-мат. наук (Технологический институт сверхтвердых и новых углеродных материалов, Москва), e-mail: voroninn@inbox.ru, kskrav@gmail.com

Методика определения адгезионной прочности тонких твердых покрытий[1]

Предложена методика определения адгезионной прочности тонких покрытий с учетом их толщины. Выполнено расчетно-экспериментальное определение адгезионной прочности тонких покрытий, учитывающее упругую деформацию материала основы. Методику можно использовать для определения адгезии покрытий практически любой толщины.

Ключевые слова: топокомпозит, тонкое покрытие, индентирование, диаграмма внедрения, композиционная твердость, эффективный модуль упругости, адгезионная прочность.

A method for determining the adhesion strength of thin coatings taking into account their thickness is proposed. A computational and experimental determination of the adhesion strength of thin coatings, taking into account the elastic deformation of the base material, is performed. The technique can be used to determine the adhesion of coatings of almost any thickness.

Keywords: top composite, thin coating, indentation, implantation diagram, composite hardness, effective modulus of elasticity, adhesive strength.

Применение в узлах трения материалов с поверхностной слоистой структурой (твердых тел с тонким покрытием — топокомпозитов) значительно расширяет возможности трибологов в создании материалов с требуемым набором триботехнических характеристик [1, 2]. Основные механические характеристики поверхностного слоя (покрытия) топокомпозита — адгезионная прочность покрытия к основе (подложке), твердость (микротвердость) и модуль упругости.

Адгезионная прочность покрытия — важная физико-механическая характеристика, определяющая безотказную эксплуатацию изделий из топокомпозита, и решающий критерий эффективности применяемой технологии упрочнения. Сцепление покрытий с основой для многих методов их получения обусловлено межатомными силами, поэтому на адгезионную прочность главным образом влияют предварительная подготовка поверхности детали перед нанесением покрытия (чистота поверхности), а также физико-механические и структурные характеристики поверхности подложки.

В механике разрушения твердых тел под адгезионной прочностью понимается интенсивность или скорость высвобождения энергии G деформации с ростом трещины, или обобщенная сила, которую необходимо приложить для продвижения трещины (трещинообразующая сила) [3].

С точки зрения термодинамики истинная работа адгезии поверхности раздела двух разнородных тел определяется как количество энергии, которую необходимо затратить для создания свободной поверхности [4], и зависит от типа соединения пленки и подложки, шероховатости и степени загрязнения исходной поверхности. Энергия адгезии учитывает химическую природу граничных связей. Истинная работа адгезии, которая в среднем составляет 0,5÷4 Дж/м^2, — величина постоянная для конкретной пары "покрытие — подложка".

В большинстве существующих методов испытаний адгезию определяют при отрыве покрытия от подложки. В этом случае покрытие и/или подложка испытывают, как правило, пластическую деформацию, поэтому очень сложно отделить истинную энергию адгезии от полной измеренной энергии. Измеренную величину называют практической работой адгезии, или вязкостью разрушения границы раздела.

В настоящее время существует более ста разных методов определения адгезии покрытий, в которых используются образцы различной геометрии. Однако для каждого метода характерно использование некоторой движущей силы или накопленной энергии для отслоения покрытия от основы. Энергия может представлять собой внешнюю силу, приложенную к покрытию, или накопленную в покрытии под действием внутренних напряжений. В таких испытаниях определяют в основном критический коэффициент K интенсивности напряжений или скорость высвобождения энергии G деформации.

Для оценки адгезионной прочности покрытий используют качественные и количественные методы, основанные на механическом отделении покрытия от подложки [5].

[1] Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства образования и науки РФ. Соглашение № 14.607.21.0166 от 26 сентября 2017 г., проект RFMEFI60717X0166.

Инструментальное индентирование [6], используемое для измерения таких механических свойств покрытий, как твердость и модуль упругости, можно использовать и для оценки адгезионной прочности покрытия к основе. В последнем случае внедрением жесткого конического или пирамидального индентора можно спровоцировать отслоение пленки от подложки и затем, используя ту или иную модель разрушения границы раздела, рассчитать адгезионную прочность.

Существующие модели разрушения границы раздела "покрытие — подложка" основаны на двух подходах: анализ напряжений и анализ энергетических потерь на деформирование и образование свободных поверхностей в области границы раздела. Модели, основанные на анализе напряжений, требуют, как правило, эмпирических параметров и касаются только определенных структур трещины. Модели, основанные на энергетическом подходе, можно использовать без эмпирических констант для различных типов отслаивания покрытий, но необходимо, чтобы отслаивание возникало и распространялось только во время деформирования. Модели, основанные на анализе напряжений, не имеют такого ограничения.

В работах [7—9] рассмотрены несколько современных моделей возникновения отслаивания покрытия, основанных на применении энергетического подхода. В некоторых моделях для расчета адгезионной прочности покрытий используется скачкообразное отклонение на кривых диаграммы внедрения в координатах "нагружение — внедрение", фиксируемое на ветви нагружения [7, 8]. В предлагаемых моделях возникновению трещины на границе раздела предшествовало поперечное разрушение покрытия по толщине.

В других моделях для оценки адгезии покрытий предлагается использовать результаты анализа дополнительного линейного восстановления кривой разгрузки, связанного с упругим восстановлением отслоившегося покрытия при разгрузке [9]. Когда покрытие теряет связь с подложкой под вершиной индентора (рис. 1, *а*), то оно еще остается прикрепленным по краю контакта, но по мере снятия нагрузки с индентора покрытие распрямляется, как плоская упругая мембрана, и выталкивает индентор. На кривой разгружения диаграммы внедрения появляется линейный участок разгрузки (рис. 1, *б*) с наклоном, резко отличающимся от наклона кривой разгрузки, который наблюдался бы в случае жесткой связи покрытия с основой в процессе всего цикла индентирования. Предполагается, что работа, рассеиваемая в этом процессе, определяется площадью между экспериментальной кривой и кривой разгрузки, полученной экстраполяцией более высоких нагрузок, где не происходит межфазное разрушение.

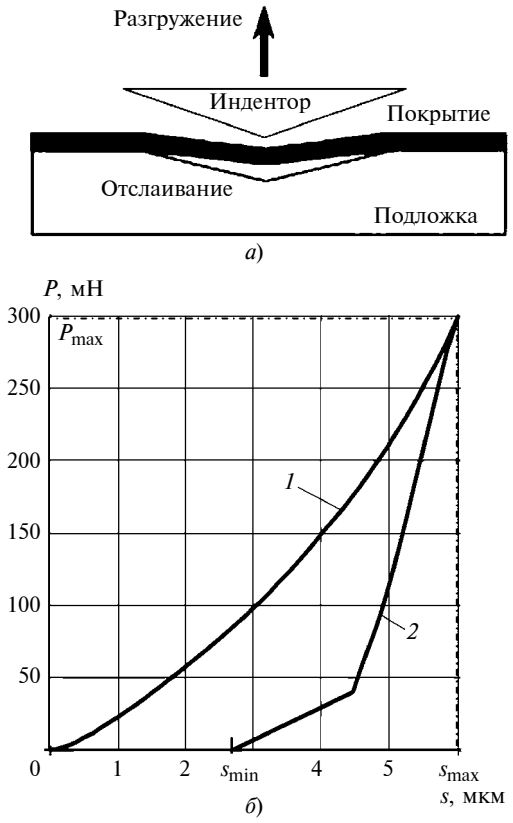


Рис. 1. Схема отслаивания покрытия при индентировании (*а*) и кривая разгружения при отслаивании покрытия на диаграмме внедрения (*б*):
1 и *2* — кривые нагружения и разгружения

Отслаивание покрытия под вершиной индентора при разгружении в процессе всего цикла индентирования (нагружение, выдержка, разгружение) подтверждено экспериментально [7, 9] и численным моделированием [10].

Энергию межфазного разрушения проанализировали с использованием мембранной теории [11] и экспериментальных данных кривой разгрузки диаграммы внедрения в слоистую систему. Адгезионную прочность G покрытия в этом случае определяли по формуле [7]

$$G = \frac{K_1^2}{32\pi^2 h E_1^*}, \qquad (1)$$

где h — толщина покрытия; $E_1^* = \dfrac{E_1}{1-\mu_1^2}$ — приведенный модуль упругости материала покрытия; μ_1 — коффициент Пуассона материала покрытия; K_1 — тангенс угла наклона (жесткость) кривой разгружения в области малых нагрузок, где кривая имеет линейный вид.

Формула (1) применяется для покрытий, при толщине которых можно заведомо пренебречь вли-

янием упругости материала основы на диаграмму внедрения.

С развитием высокоэнергетических технологий получения и многообразием морфологии структур покрытий (например, тонких, многослойных, градиентных и т. д.) резко усложняется применение и адаптация моделей, разработанных для толстых покрытий.

В данной работе обосновывается методология оценки адгезионной прочности покрытий с учетом любой их толщины. Приводится расчетно-экспериментальная методика определения истинной адгезионной прочности тонких покрытий, учитывающая влияние упругой деформации материала основы. Предложенная методика определения адгезии тонкого покрытия использована для расчета истинной адгезионной прочности покрытия из нитрида титана толщиной 5 мкм.

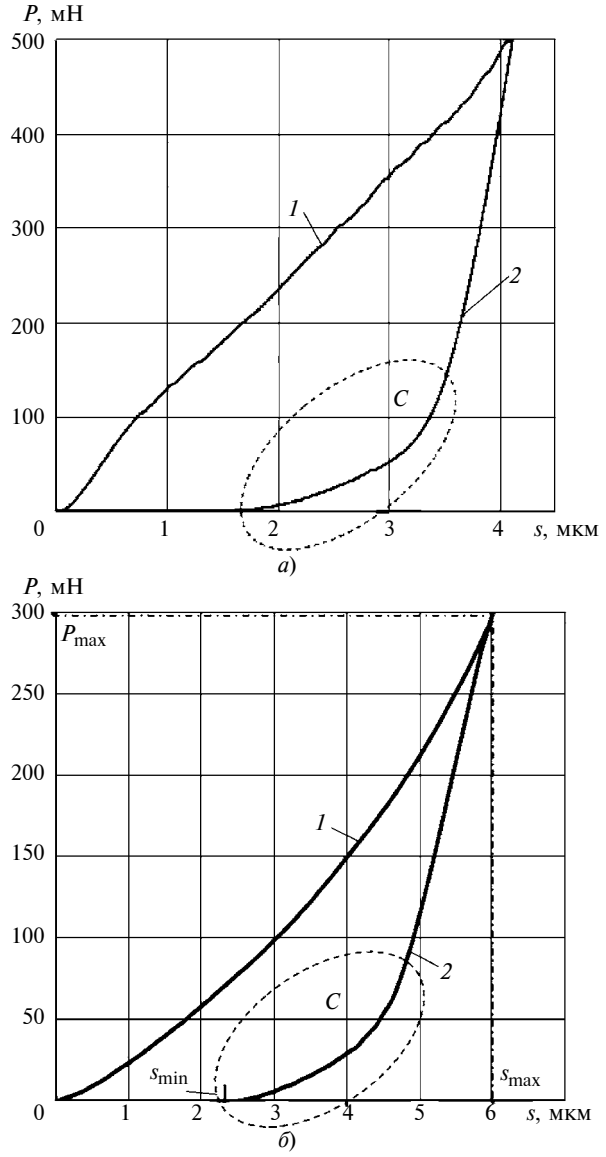


Рис. 2. Экспериментальная (*а*) и модельная (*б*) диаграммы внедрения жесткого индентора в поверхность с тонким твердым покрытием:

1 и *2* — кривые нагружения и разгружения; *C* — область отслаивания покрытия

В диаграммах внедрения, полученных для толстых покрытий и показывающих отслаивание покрытия от основы в виде линейного или близкого к линейному участку разгрузки на кривой разгружения (см. рис. 1, *б*), постулируется отсутствием влияния упругой деформации основы на упругую деформацию отслоившегося покрытия. Основанием для такого заключения является линейность участка кривой разгрузки. Для тонких и ультратонких покрытий влиянием материала основы при разгружении пренебрегать нельзя. Это следует из теории деформирования топокомпозитов [12] и подтверждается наличием нелинейного участка (рис. 2, *а*) на кривой разгружения экспериментальной диаграммы внедрения. Учет закономерности действия упругой деформации подложки в области потери адгезионной связи покрытия и его упругого восстановления до равновесного состояния может служить основой для объективной коррекции зависимости (1) и расчета реальной адгезионной прочности тонких покрытий.

В работе [13] предложен метод анализа механики контактного взаимодействия индентора конической формы с поверхностью компактного упругопластичного твердого тела, который позволил теоретически рассчитывать кривые нагрузки-внедрения (диаграмму внедрения) в компактный материал, когда механические свойства (твердость и модуль упругости) как образца, так и индентора принимаются в качестве входных параметров.

Кривая упругопластического нагружения описывается выражением

$$P = E^*\left[\frac{1}{\sqrt{\pi}\,\mathrm{tg}\alpha}\sqrt{\frac{E^*}{H}} + \left[\frac{2(\pi-2)}{\pi}\right]\sqrt{\frac{\pi}{4}}\sqrt{\frac{H}{E^*}}\right]^{-2} s^2, \qquad (2)$$

кривая разгружения — выражением

$$P_e = \left(\frac{2E^*}{\pi}\mathrm{tg}\alpha\right) s^2, \qquad (3)$$

где s — глубина внедрения индентора в поверхность образца, отсчитываемая от свободной поверхности; E^* — комбинированный модуль упругости материалов исследуемого образца и индентора; H — твердость материала образца; α — эквивалентный угол конуса (для индентора Берковича $\alpha = 70{,}3°$).

Для упругопластического контакта кривая разгрузки отличается от кривой нагрузки, а площадь между ними представляет собой потерю энергии (диссипацию) на пластическую деформацию. Разгрузка считается полностью упругой.

В работе [12] на основании механики контактного взаимодействия сферического твердого индентора с упругим жесткопластичным двухслойным полупространством предложена математическая модель, позволяющая рассчитывать деформационно-силовые параметры контакта и ряд эффективных характеристик слоистого тела в широком диапазоне толщин покрытий, радиуса сферического индентора, нагрузки, упругих и пластических характеристик составляющих его материалов. В частности, через параметры, характеризующие однородный упругопластичный материал основы топокомпозита, получены аналитические зависимости для определения эффективного модуля упругости E_c^* и композиционной твердости H_c:

$$E_c^* = E_0^* \Phi^{-3/2}; \quad (4)$$

$$H_c = 0{,}31 H_0 T_k^{-1}, \quad (5)$$

где Ф — упруго-геометрический параметр, диапазон существования которого $1 \le \Phi \le (E^*)^{-2/3}$ для $0 \le h/s \le \infty$ и $E^* = E_0^* (E_1^*)^{-1}$; E_1^* и E_0^* — приведенные модули упругости материалов соответственно покрытия и основы (подложки); h — толщина покрытия; s — текущая глубина внедрения в материал с покрытием (слоистое тело); H_c — композиционная твердость; H_0 — твердость материала основы; $T_k = f(h, s, \Phi)$ [12, 14].

При получении аналитических зависимостей для твердых тел с топокомпозитным строением (слоистая система типа "тонкое покрытие — подложка") следует учитывать совместное влияние механических характеристик материалов основы и покрытия на характер кривых нагружения и разгружения.

На большей части кривой нагружения ($0{,}1 < h/s \le 1$) диаграммы внедрения пирамидального индентора в слоистое тело наблюдается совместное влияние упругих и пластических свойств материалов основы и покрытия [14]. Этот участок кривой нагружения слоистого тела можно построить по зависимости (2), в которой параметр H принимает значение композиционной твердости H_c, определяемой по формуле (5), а параметр E^* — эффективного модуля E_c упругости топокомпозита, определяемого по формуле (4):

$$P_c = E_c\left[\frac{1}{\sqrt{\pi}\,\mathrm{tg}\alpha}\sqrt{\frac{E_c}{H_c}} + \left[\frac{2(\pi-2)}{\pi}\right]\sqrt{\frac{\pi}{4}}\sqrt{\frac{H_c}{E_c}}\right]^{-2} s^2. \quad (6)$$

Кривая разгружения диаграммы внедрения для слоистого тела, представляющая упругое деформирование слоистой системы, определяется по формуле (3) при замене параметра E^* на модуль упругости E_c:

$$P_{ce} = \left(\frac{2E_c^*}{\pi}\mathrm{tg}a\right) s^2. \quad (7)$$

Цель данной работы — установить закономерности деформирования с отслаиванием тонких покрытий при индентировании, описывающие влияние толщины покрытия на адгезионную прочность, которые необходимо учитывать при использовании формулы (1).

Для решения поставленной задачи рассмотрим модельную диаграмму внедрения с участком отслаивания при действии на поверхность тонкого покрытия пирамидального индентора, построенную по данным модельной диаграммы внедрения без разрушения поверхности [15]. В этой работе модельная диаграмма построена для слоистого тела, состоящего из материала основы и покрытия толщиной 5 мкм. Твердости покрытия и основы соответственно H_1 = 4 ГПа и H_0 = 2 ГПа; модули упругости материалов покрытия и основы E_1 = 500 ГПа и E_0 = 200 ГПа. Использовали пирамиду Берковича. Индексы "e, 1, 0 и c" указывают, что параметр относится соответственно к упругой деформации, материалу покрытия, материалу подложки и материалу слоистого тела.

По формулам (6) и (7) построили кривые нагружения и разгружения, которые преобразовали в модельную диаграмму внедрения с участком отслаивания (см. рис. 2, *б*). Кривую отслаивания в модельной диаграмме внедрения получили заменой нижней части модельной кривой разгружения кривой, имитирующей в масштабе по виду и форме кривую упругого деформирования отслоившегося покрытия, представленную на рис. 2, *а*, т. е. на экспериментальной диаграмме внедрения. Характерным отличием диаграмм, представленных на рис 1, *б* и рис. 2, *а* и *б*, является то, что кривая *2* разгружения на рис. 1, *б* описывает упругое деформирование материала покрытия, а кривые *2* на рис. 2, *а* и *б* описывают упругое деформирование слоистого тела в целом.

По формулам (3) и (7) построили отдельно модельные кривые разгрузки для покрытия, подложки и слоистого тела (топокомпозита) (рис. 3) и, сопоставив энергетические затраты на упругое деформирование, установили связь между ними. Получили, что работа AP_{ce} упругого деформирования топокомпозита равна сумме работ AP_{0e} и AP_{1e} упругого деформирования основы и покрытия:

$$AP_{ce} = AP_{1e} + AP_{0e}, \quad (8)$$

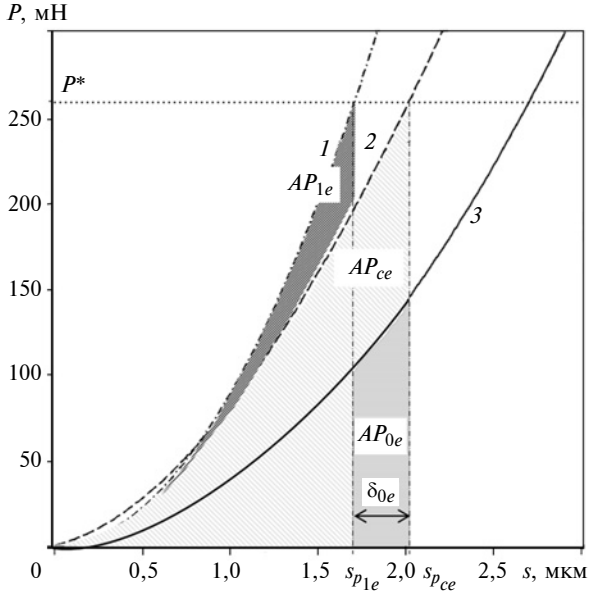


Рис. 3. Кривые упругой деформации материала покрытия (*1*), подложки (*3*) и слоистого тела (*2*) при индентировании

где $AP_{ce} = \int_0^{s_{P_{ce}}} P_{ce}$; $AP_{0e} = \int_{s_{P_{1e}}}^{s_{P_{ce}}} P_{0e}$; $AP_{1e} = \int_0^{s_{P_{1e}}} P_{1e}$.

Интервал интегрирования принят из анализа диаграмм внедрения (см. рис. 3). При $P = 250 \div 300$ мН глубина индентирования близка к толщине покрытия. Приняв нагрузку $P = 260$ мН, можно определить диапазоны интегрирования. Для топокомпозита и основы верхние значения предела интегрирования соответствуют $s_{P_{ce}}$, для покрытия — $s_{P_{1e}}$. Нижний предел интегрирования для основы соответствует глубине $s_{P_{1e}}$ внедрения для покрытия, так как нагрузка при внедрении сначала воспринимается покрытием, а затем подложкой.

Анализ равенства (8) показал, что основную часть упругой деформации топокомпозита обеспечивает упругая деформация покрытия, но влияние материала подложки также имеет место и оно увеличивается с увеличением разности модулей упругости материалов покрытия и подложки и уменьшением толщины покрытия. Из равенства (8) легко рассчитать упругую деформацию материала подложки в составе слоистого тела для любого текущего усилия разгружения по формуле

$$\delta_{0e} = s_{P_{ce}} - s_{P_{1e}}. \qquad (9)$$

Расчет адгезионной прочности с учетом упругой деформации материала подложки в отслаивании покрытия дает ее заниженную оценку, без учета получим реальную адгезионную прочность покрытия, которая не зависит от толщины покрытия. Предложено адгезионную прочность, полученную с учетом упругой деформации подложки, называть эффективной, без учета — истинной, аналогично параметрам, определяемым методом индентирования, таким как композиционная и истинная твердость покрытия или эффективный и истинный модуль упругости покрытия.

Далее рассмотрим общую для любых сочетаний компонентов слоистого тела и толщин поверхностных слоев методику определения истинной адгезионной прочности покрытия к основе.

Для определения адгезионной прочности тонких твердых покрытий разной толщины при расчете параметра K_c [см. формулу (1)] жесткости отслоившегося покрытия следует учитывать упругую деформацию материала подложки в диаграмме внедрения. Решение поставленной задачи рассмотрим на примере обработки модельной диаграммы, представленной на рис. 2, *б*.

Используя известные данные о толщине покрытия, приведенных модулях упругости материалов покрытия и подложки, рассчитаем эффективный приведенный модуль упругости слоистой системы по формуле (4). Далее для построения кривых, описывающих модельные (теоретические) кривые разгружения для материалов покрытия и слоистого тела в координатах "усилие разгрузки — глубина внедрения", используем формулы (3) и (7). Полученные зависимости изменения нагрузки от глубины внедрения представляют собой кривые упругого деформирования материала покрытия и собственно слоистого тела (рис. 4, кривые *3* и *4*), начинающиеся из начала координат.

Формула (8) баланса энергий диссипации на упругую деформацию слоистого тела и материалов, его составляющих, позволяет рассчитать упругую деформацию материала основы слоистого тела. Эту деформацию можно рассчитать по формуле (9) и записать в обозначениях, принятых на рис. 4, в виде:

$$(s_0)_i = (s_c)_i - (s_1)_i, \qquad (10)$$

где $(s_0)_i$, $(s_c)_i$ и $(s_1)_i$ — текущие значения упругой деформации соответственно материалов подложки, слоистого тела и покрытия.

Кривая *3* разгружения слоистой системы, построенная из начала координат модельной диаграммы внедрения, дублируется в область кривых модельной диаграммы внедрения (см. рис. 4, кривая *3**) совмещением вершины кривой разгружения с точкой кривой нагружения, соответствующей нагрузке P_{max}. Пересечение смещенной кривой *3** разгружения с кривой, характеризующей участок упругого отслаивания покрытия, обозначается точкой *A*, координаты $s_{адг}$ и $P_{адг}$ которой фиксируются для дальнейшей работы.

Изменение упругой деформации материала подложки слоистого тела показано модельной кривой *5*.

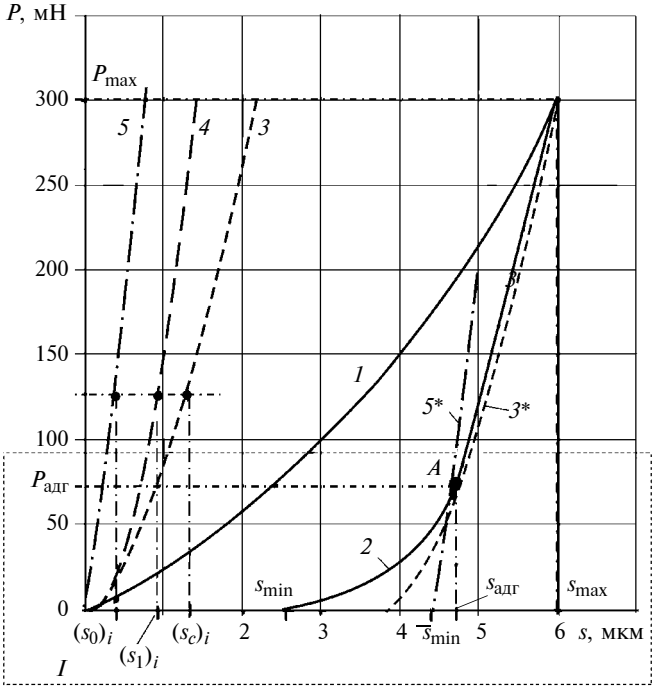


Рис. 4. Экспериментальные диаграммы внедрения топокомпозита (*1*, *2*) и теоретические кривые разгружения (*3*, *4*, *5*):

1 — кривая нагружения; *2* — кривая разгружения с участком отслаивания; *3*, *4* и *5* — кривые разгружения соответственно идеального топокомпозита, материалов покрытия и подложки; *3** — кривая разгружения *3*, совмещенная с началом кривой *2* разгружения; *A* — точка начала отсчета, совмещенная с точкой начала отслаивания покрытия

Совместим кривую *5* с кривой разгружения модельной диаграммы внедрения, перемещая ее по оси абсцисс, так, чтобы она прошла точно через точку *A* (см. рис. 4), характеризующую начало отслаивания покрытия. Получим кривую 5^* — результат совмещения кривой разгрузки экспериментальной диаграммы внедрения и модельной кривой упругого деформирования материала основы слоистого тела.

Рассчитаем координаты точек $(s_k)_i$ кривой упругого деформирования отслоившегося покрытия (рис. 5, кривая *6*) для диапазона усилий нагружения $0 < P_i < P_{адг}$ по формуле

$$(s_k)_i = s_i + (s_{адг} - \bar{s}_i), \qquad (11)$$

где $(s_k)_i$, s_i и $\bar{s}_i$ — текущие глубины внедрения индентора для расчетной кривой упругой деформации соответственно отслоившегося покрытия, исходной модельной кривой разгрузки в области отслаивания покрытия и модельной кривой упругой деформации материала подложки.

Данная операция означает, что из работы, расходуемой на упругое восстановление отслоившегося покрытия, вычитается работа, расходуемая на упругое деформирование подложки. Расчетную кривую упругой деформации отслоившегося покрытия строим по координатам $(s_k)_i$ и P_i. Пологий участок расчетной кривой упругой деформации (см. рис. 5, кривая *6*) аппроксимируем прямой *7* и определяем тангенс угла ее наклона (жесткость отслоившегося покрытия) к оси абсцисс. Линейная аппроксимация связана с необходимостью учета физической нелинейности деформации покрытия. В начале отслаивание покрытия идет по краям его крепления (по типу нелинейности спиральных пружин при малых нагрузках). В конце разгружения возникает нелинейность в связи с отрывом вершины индентора от покрытия. Линейная аппроксимация также связана с неизбежной погрешностью расчетов координат кривой *6* (см. рис. 5), которая, подобно деформации плоской пружины (мембраны) из отслоившегося покрытия, должна теоретически иметь вид прямой линии.

Тангенс угла наклона $\mathrm{tg}\alpha^* = K_c$ используем при подстановке K_c в выражение (1) вместо K_1 для определения истинной адгезионной прочности G^* покрытия к основному материалу изделия:

$$G^* = \frac{K_c^2}{32\pi^2 h E_1^*}. \qquad (12)$$

При оценке адгезионной прочности покрытия к подложке реального изделия с тонким покрытием методом индентирования необходимо использовать следующие рекомендации и ограничения в процессе диагностирования.

При использовании стандартного материала в качестве подложки модуль E_0 нормальной упругости и коэффициент μ_0 Пуассона берутся из справочника. При использовании для подложки неизвестного материала измеряют его упругие характе-

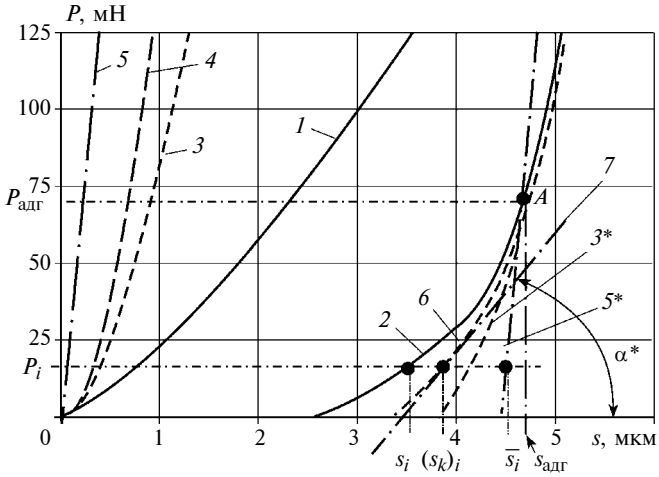


Рис. 5. Область I диаграммы внедрения на рис. 4:

1—5, *3** и *5**— обозначение кривых (см. рис. 4); *6* и *7* — соответственно расчетная кривая и линейная аппроксимация упругого деформирования отслоившегося покрытия. α^* — угол наклона линии *7* к оси абсцисс

ристики и микротвердость по стандартизованным методикам. Модуль упругости E_1 материала покрытия определяют по одной из методик, приведенных в работах [16, 17]. Коэффициент μ_1 Пуассона материала покрытия выбирают из опубликованных в научной литературе значений или принимают равным коэффициенту материала подложки. Выбирают известные значения упругих характеристик. Для алмазного индентора записывают известные значения модуля $E_и$ Юнга и коэффициента $\mu_и$ Пуассона.

С помощью микро- или нанотвердомера при непрерывной регистрации нагрузки и глубины внедрения алмазный наконечник в виде четырехгранной пирамиды Виккерса или трехгранной пирамида Берковича внедряют в исследуемую слоистую систему (поверхность с тонким твердым покрытием) и записывают диаграмму "нагрузка P — внедрение s".

Далее полученную экспериментальную диаграмму внедрения анализируют на наличие резких (скачкообразных) отклонений на кривой нагружения. При обнаружении отклонений необходимо проверить состояние и вид отпечатка на наличие поверхностных трещин или отслоения покрытия. Разрушения и повреждения в зоне отпечатка и статистически подтверждаемая повторяемость отклонений на кривой нагружения служат основанием для отказа от применения предлагаемой методики определения адгезионной прочности покрытия. Далее анализируется вид кривой разгружения диаграммы внедрения. Видимое отклонение кривой разгрузки к началу координат диаграммы под более острым углом к оси абсцисс, чем при больших нагрузках, является обязательным условием, подтверждающим реализацию исследуемого в работе типа разрушения границы раздела "покрытие — основа". Если нет сомнений в плавности кривой нагружения и характерном виде участка кривой разгружения, то исследуют сам отпечаток и его окрестности с помощью усиленной оптики или зондовых высокоразрешающих инструментальных средств для обнаружения вспучивания покрытия в месте индентирования и повреждений покрытия. При наличии вспучивания, трещин любого вида

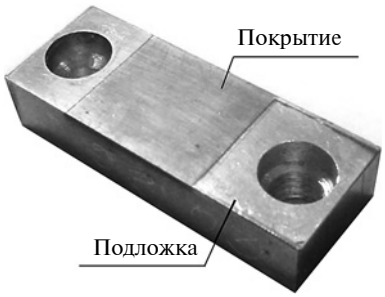


Рис. 6. Тестовый образец из алюминиевого сплава Д16Т с покрытием из нитрида титана толщиной 5,2 мкм

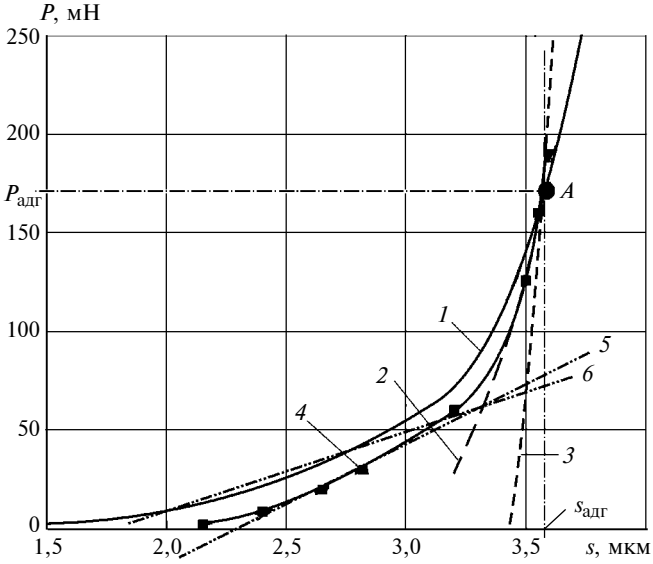


Рис. 7. Графический анализ этапов расчета истинной жесткости отслоившегося покрытия из нитрида титана толщиной 5,2 мкм

или локального разрушения покрытия адгезионную прочность с помощью рассматриваемого подхода [см. формулу (1)] оценивать нельзя.

После принятия решения о пригодности экспериментальной диаграммы внедрения для дальнейшего исследования проводят обработку диаграммы внедрения и расчет адгезионной прочности покрытия по выше рассмотренной процедуре для модельной диаграммы внедрения.

Разработанную методологию оценки истинной адгезионной прочности покрытия методом инструментального индентирования использовали для определения адгезионной прочности покрытия из нитрида титана (TiN) толщиной 5,2 мкм, нанесенного магнетронным способом на образец из алюминиевого сплава Д16Т (рис. 6). Использовали алмазную пирамиду Берковича с модулем Юнга $E_и$ = 1140 ГПа и коэффициентом Пуассона $\mu_и$ = 0,07. Приведенные упругие характеристики материалов подложки E_0^* = 93 ГПа и покрытия E_1^* = 210 ГПа. Диаграмму внедрения в подложку и поверхность с покрытием записывали на нанотвердомере НаноСкан-4D при максимальной нагрузке 500 мН. Провели семь измерений. Для расчетов использовали их среднее значение. Типовая экспериментальная диаграмма внедрения для покрытия из нитрида титана приведена на рис. 2, *а*, где *1* — кривая нагружения, *2* — кривая разгружения, *C* — область отслаивания покрытия при индентировании. Графический анализ кривых для расчета адгезионной прочности представлен на рис. 5 для исследуемой в данной работе области диаграммы внедрения, приведенной на рис. 1.

На рис. 7 приведены: экспериментальная модельная кривая *1* разгружения слоистого тела;

кривая *3* упругой деформации материала подложки, рассчитанная по формуле (10); кривая *4* упругой деформации отслоившегося покрытия, рассчитанная по формуле (11); линейная аппроксимация *5* пологого участка расчетной кривой упругой деформации отслоившегося покрытия; линейная аппроксимация *6* пологого участка экспериментальной кривой *1* разгружения; точка *A* пересечения модельной кривой *2* разгружения слоистой системы с экспериментальной кривой *1* разгружения. Координаты точки *A* соответствуют координатам $P_{адг}$ и $s_{адг}$ начала адгезионного разрушения покрытия по границе раздела.

Прочность адгезионной связи слоистых систем оценивается скоростью раскрытия трещины вдоль границы раздела и связана линейной зависимостью изменения нагрузки с упругой деформацией. Истинную адгезионную прочность исследуемой слоистой системы рассчитывали по формуле (12) с использованием тангенса угла наклона прямой *5* (см. рис. 7). Получили расчетное значение $G^* = 9{,}43 \pm 2{,}2$ Дж/м^2, что несколько меньше адгезионной прочности тонких покрытий из тугоплавких материалов, приведенных, например, в работе [18].

Для сравнения рассчитали эффективную адгезионную прочность по формуле (1) с использованием данных, полученных при линейной аппроксимации экспериментальной кривой разгружения исследуемой слоистой системы (см. рис. 7, кривая *6*). Получили эффективную адгезионную прочность *G* на ~15 % меньшую, рассчитанной по предлагаемому в данной работе методу.

Вывод

Предложенную методологию определения истинной адгезионной прочности тонких покрытий слоистых тел, учитывающую влияние упругой деформации материала подложки, можно использовать для расчета покрытий любой толщины. Она позволяет сравнить технологические процессы получения покрытий одного и того же состава при разных толщинах покрытий, получаемых на финишных операциях. Провели оценку и сравнение эффективной и истинной адгезионной прочности тонкого покрытия из нитрида титана. Полученные значения истинной адгезионной прочности покрытия удовлетворительно коррелируют с величинами адгезии покрытий из тугоплавких соединений, приводимых в научно-технической литературе.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Машиностроение.** Энциклопедия / Под ред. К. В. Фролова. Детали машин, Т. IV-I / Под общ. ред. Д. Н. Решетова. М.: Машиностроение, 1995. 864 с.

2. **Воронин Н. А.** Ключевые проблемы обеспечения качества и работоспособности поверхностей трения из топокомпозитов // Трение и износ. 2006. Т. 27. № 5. С. 540—551.

3. **Александров А. В., Потапов В. Д.** Основы теории упругости и пластичности: Учеб. для вузов. М.: Высшая школа, 1990. 370 с.

4. **Volinsky A. A., Moody N. R., Gerberich W. W.** Interfacial toughness measurements for thin films on substrates // Acta Materialia. 2002. V. 50. P. 441—466.

5. **Zhang S., Zhang X.** Toughness evaluation of hard coatings and thin films // Thin Solid Films. 2012. N. 520. P. 2375—2389.

6. **ГОСТ Р 8.748—2011.** Металлы и сплавы. Измерение твердости и других характеристик материалов при инструментальном индентировании. Ч. 1. Метод испытаний. М.: Стандартинформ, 2013. 23 с.

7. **A new** method for determining the strain energy release rate of an interface via force-depth data of nanoindentation tests / P. J. Wei, W. L. Liang, C. F. Ai, J. F. Lin // Nanotechnology. 2009. V. 20. P. 1—7.

8. **Chen J.** Indentation-based methods to assess fracture toughness for thin coatings // Journal of Physics D: Applied Physics. 2012. V. 45. P. 1—14.

9. **Chen J., Bull S. J.** Indentation fracture and toughness assessment for thin optical coatings on glass // Journal of Physics D: Applied Physics. 2007. V. 40. N. 18. P. 5401—5417.

10. **Chen J., Bull S.** Finite element analysis of contact induced adhesion failure inmultilayer coatings with weak interfaces // Thin Solid Films. 2009. N. 517. P. 3704—3711.

11. **Determining** buckling strain energy release rate through indentation-induced delamination / P. J. Wei, S. B. Chio, W. L. Liang, J. F. Lin // Thin Solid Films. 2011. N. 519. P. 4889—4893.

12. **Воронин Н. А.** Эффект толщины покрытия и материала основы на механические свойства и несущую способность упрочненных поверхностей // Методы упрочнения поверхностей деталей машин; под ред. Г. В. Москвитина. М.: КРАСАНД, 2008. С. 91—122.

13. **Fischer-Cripps A. C.** Nanoindentation. Third Edition. New York, Springer, 2008. 279 p.

14. **Voronin N. A.** Composite and Real Hardnesses of Thin Coatings // Advanced Materials Research. 2012. V. 560, 561. P. 803—808.

15. **Воронин Н. А.** Моделирование диаграммы внедрения для топокомпозитов // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2018. № 5. С. 57—65.

16. **ISO 14577-4:2007.** Metallic materials — Instrumented indentation test for hardness and materials parameters. Part 4: Test method for metallic and non-metallic coatings, 2007. 32 p.

17. **Пат. 2618500 Рос. Федерации:** МПК G01N 3/42 (2006.01). Способ определения модуля упругости материала покрытия на изделии.

18. **Wang Q., Zhou F., Yana J.** Evaluating mechanical properties and crack resistance of CrN, CrTiN, CrAlN and CrTiAlN coatings by nanoindentation and scratch tests // Surf. Coat. Technology. 2016. V. 285. P. 203—213.

УДК 621.01

Е. И. ВОРОБЬЕВ, д-р техн. наук (ИМАШ им. А. А. Благонравова РАН), В. В. ЗУЕВ, канд. техн. наук,
Д. Г. ФИЛИПОВ (РТУ МИРЭА, Москва), mail: evgeniv36@mail.ru

Кинематическая точность механизмов относительного манипулирования в технологических системах[1]

Предложен метод определения кинематической ошибки в системах относительного манипулирования при сложении поступательных и вращательных движений по осям декартовой системы координат. Метод основан на дифференцировании координат контролируемой точки одного модуля в подвижной системе координат другого модуля и приближенной замене дифференциалов переменных координат конечными приращениями. Кинематические ошибки определены для систем с двумя и тремя степенями свободы.

Ключевые слова: механизм относительного манипулирования, кинематическая точность, технологическая система.

A method for determining the kinematic error in the systems of relative manipulation when adding translational and rotational motions along the axes of the Cartesian coordinate system is proposed. The method is based on the differentiation of the coordinates of a controlled point of one module in the moving coordinate system of another module and the approximate replacement of the differentials of variable coordinates by finite increments. Kinematic errors are defined for systems with two and three degrees of freedom.

Keywords: relative manipulation mechanism, kinematic accuracy, technological system.

Механизмы относительного манипулирования составляют основу технологических систем станков, автооператоров, двуруких роботов [1, 2] и позволяют, например, реализовать относительное движение двух тел с двумя степенями свободы с помощью двух механизмов, каждый из которых совершает простые движения с одной степенью свободы [3]. Такие механизмы используются во многих технологических способах образования поверхностей. Сочетая различные движения по осям декартовой системы координат, получают разные относительные движения тел и реализуют разные траектории и поверхности в относительном движении.

Отметим, что на движения в технологических системах влияют некоторые программные ошибки, вследствие которых возникают ошибки относительного положения детали и рабочего инструмента. При разработке технологического процесса следует учитывать влияние ошибок обобщенных координат и ошибку в относительном движении рабочего инструмента и детали.

1. Линейная ошибка относительного манипулирования

Радиус-вектор произвольной точки выходного звена каждого манипулятора можно записать в виде [3]:

$$\bar{r} = \bar{r}(q_i); \quad i = 1, \ldots, n,$$

где n — число степеней свободы манипулятора; q_i — ошибки программных обобщенных координат.

После дифференцирования этого выражения по времени получим:

$$\mathrm{d}\bar{r} = \sum_{i=1}^{n} \frac{\partial \bar{r}}{\partial q_i} \mathrm{d}q_i.$$

Заменив дифференциалы конечными переменными, найдем вектор линейной ошибки положения точки схвата каждого манипулятора. Такой точкой может быть начало системы координат, связанной со схватом:

$$\overline{\Delta r}_k = \sum_{i=1}^{n} \frac{\partial \bar{r}}{\partial q_i} \Delta q_i,$$

где $k = 1, 2$ — номер манипулятора.

Получим выражение линейной ошибки без использования операции дифференцирования.

Для характерной точки схвата запишем выражения скоростей [1]:

$$\overline{\upsilon}_k = \sum_j \overline{\omega}_j \times \overline{r_{jn}} + \sum_i \overline{\upsilon}_i, \qquad (1)$$

где $\overline{\omega}_j$ — вектор относительной угловой скорости в паре j; $\overline{\upsilon}_i$ — вектор относительной линейной скорости в паре i; $\overline{r_{jn}}$ — радиус-вектор, соединяющий центр пары j с характерной точкой схвата; j и i — номера соответственно вращательных и поступательных пар.

[1] Работа выполнена при поддержке Российского фонда фундаментальных исследований. Проект № 19-08-00775.

Из равенства (1) определим радиус-вектор точки по формуле

$$\Delta\overline{r_k} = \sum_j \Delta\varphi_j \overline{e_j} \times \overline{r_{jn}} + \sum_i \Delta S_i \overline{e_i}, \qquad (2)$$

где $\Delta\varphi_j$ — ошибки отработки программных координат во вращательных парах; ΔS_i — ошибки координат в поступательных парах; $\overline{e_j}$, $\overline{e_i}$ — орты кинематических пар.

Уравнение (2) показывает, что линейная ошибка каждого манипулятора зависит от ошибок в кинематических парах и положения манипулятора в рабочей зоне.

Для скоростей точек схватов манипуляторов в относительном движении известно выражение

$$\overline{\upsilon_1} = \overline{\upsilon_2} + \overline{\upsilon_{12}},$$

из которого можно определить их относительную скорость

$$\overline{\upsilon_{12}} = \overline{\upsilon_2} - \overline{\upsilon_1}, \qquad (3)$$

где $\overline{\upsilon_1}$ и $\overline{\upsilon_2}$ — векторы скоростей точек схватов соответственно первого и второго манипуляторов.

Переходя к малым линейным перемещениям, на основании уравнения (3) запишем:

$$\overline{\Delta r_{12}} = \overline{\Delta r_1} - \overline{\Delta r_2},$$

где $\overline{\Delta r_{12}}$ — линейная ошибка относительного положения манипуляторов; $\overline{\Delta r_1}$ и $\overline{\Delta r_2}$ — линейные ошибки соответственно первого и второго манипуляторов.

Переходя к модулям векторов $\overline{\Delta r_{12}}$, $\overline{\Delta r_1}$, $\overline{\Delta r_2}$, запишем:

$$|\overline{\Delta r_{12}}| = |\overline{\Delta r_1}| + |\overline{\Delta r_2}|.$$

2. Угловая ошибка относительного манипулирования

Угловую ошибку относительного положения двух твердых тел можно определить через матрицу ошибок [2], которая представляет собой матрицу перехода от системы координат одного тела к системе координат другого тела, повернутого на три угла Эйлера, имеющих малые значения, и не выражает угловую ошибку одной величиной.

В работе [1] предложен метод определения угловой ошибки манипулятора на основании теоремы Даламбера — Эйлера о существовании единой оси и угла поворота, позволяющих перевести твердое тело из одного положения в другое одним поворотом. Поэтому для манипуляторов угловой ошибкой будем считать вектор

$$\overline{\Delta\varphi} = \sum_j \overline{\Delta q_j}; \quad j = 1, ..., k,$$

где k — число вращательных пар манипулятора; $\overline{\Delta q_j}$ — векторы поворота во вращательных парах, которые суммируются по правилу сложения малых поворотов.

Используя матрицы перехода между системами координат, связанных со звеньями, запишем:

$$\overline{\Delta\varphi} = \sum_j L_{ij} \Delta q_j \overline{e_j},$$

где $L_{ij} = \prod_{i=1}^{n} L_{i-1}$ — матрица третьего порядка перехода от системы j, связанной со звеном j, к системе i, связанной с выходным звеном; Δq_j — скалярная ошибка поворота в j-й вращательной паре; $\overline{e_j}$ — единичный вектор оси пары j.

Модули угловых ошибок первого и второго манипулятора суммируются аналогично линейным ошибкам.

3. Кинематические ошибки при сложении поступательного и вращательного движений

Рассмотрим кинематические ошибки, возникающие при сложении поступательных и вращательных движений относительно осей декартовой системы координат.

При формировании наружной цилиндрической поверхности суммируются вращательное движение заготовки и поступательное движение резца. Причем поступательное движение направлено параллельно оси вращательного движения. Такая схема обозначается $П_1 \parallel В_1$, где индекс 1 относится к оси x декартовой системы координат.

Если координаты точки резца в его системе координат обозначить через $[a_1, b_1, c_1]^T$, а перемещения через s_1, то в системе координат детали 2 получим координаты:

$$\begin{bmatrix} x_2 \\ y_2 \\ z_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos\varphi_2 & -\sin\varphi_2 \\ 0 & \sin\varphi_2 & \cos\varphi_2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} s_1 + a_1 \\ b_1 \\ c_1 \end{bmatrix} =$$

$$= \begin{bmatrix} s_1 + a_1 \\ b_1\cos\varphi_2 - c_1\sin\varphi_2 \\ b_1\sin\varphi_2 + c_1\cos\varphi_2 \end{bmatrix}, \qquad (4)$$

где φ_2 — угол поворота детали вокруг оси x.

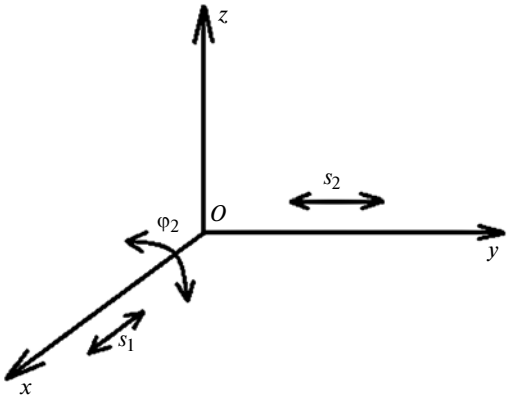


Рис. 1. Схема относительного манипулирования вращательного и поступательного движений

После дифференцирования уравнений (4) получим:

$$\begin{bmatrix} \mathrm{d}x_2 \\ \mathrm{d}y_2 \\ \mathrm{d}z_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathrm{d}s_1 \\ (-b_1 \sin\varphi_2 - c_1 \cos\varphi_2)\mathrm{d}\varphi_2 \\ (b_1 \cos\varphi_2 - c_1 \sin\varphi_2)\mathrm{d}\varphi_2 \end{bmatrix}.$$

Заменив дифференциалы приближенно их малыми приращениями, определим линейную кинематическую ошибку в относительном движении:

$$\begin{bmatrix} \Delta x_2 \\ \Delta y_2 \\ \Delta z_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \Delta s_1 \\ (-b_1 \sin\varphi_2 - c_1 \cos\varphi_2)\Delta\varphi_2 \\ (b_1 \cos\varphi_2 - c_1 \sin\varphi_2)\Delta\varphi_2 \end{bmatrix};$$

$$\Delta = \sqrt{\Delta x_2^2 + \Delta y_2^2 + \Delta z_2^2}.$$

Возможно другое сочетание вращательного и поступательного движений, когда поступательное движение направлено перпендикулярно к оси вращательного движения. Получим схему $\Pi_2 \perp B_1$ (рис. 1), при которой поступательное движение s_2 осуществляется вдоль оси y, а вращательное движение φ_2 вокруг оси x.

Для точки резца с координатами $[a_1, b_1, c_1]^{\mathrm{T}}$ в системе координат детали получим:

$$\begin{bmatrix} x_2 \\ y_2 \\ z_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos\varphi_2 & -\sin\varphi_2 \\ 0 & \sin\varphi_2 & \cos\varphi_2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} a \\ b_1 + s_2 \\ c \end{bmatrix} =$$

$$= \begin{bmatrix} a \\ (b_1 + s_2)\cos\varphi_2 - c\sin\varphi_2 \\ (b_1 + s_2)\sin\varphi_2 + c\cos\varphi_2 \end{bmatrix}.$$

После дифференцирования выражений для координат получим:

$$\begin{bmatrix} \mathrm{d}x_2 \\ \mathrm{d}y_2 \\ \mathrm{d}z_2 \end{bmatrix} =$$

$$= \begin{bmatrix} 0 \\ (-(b_1 + s_2)\sin\varphi_2 - c_1 \cos\varphi_2)\mathrm{d}\varphi_2 + \cos\varphi_2 \mathrm{d}s_2 \\ ((b_1 + s_2)\cos\varphi_2 - c_1 \sin\varphi_2)\mathrm{d}\varphi_2 + \sin\varphi_2 \mathrm{d}s_2 \end{bmatrix}.$$

Заменив дифференциалы приближенно малыми приращениями переменных, определим кинематическую линейную ошибку в относительном движении точек детали и резца:

$$\begin{bmatrix} \Delta x_2 \\ \Delta y_2 \\ \Delta z_2 \end{bmatrix} =$$

$$= \begin{bmatrix} 0 \\ (-(b_1 + s_2)\sin\varphi_2 - c_1 \cos\varphi_2)\Delta\varphi_2 + (\cos\varphi_2)\Delta s_2 \\ ((b_1 + s_2)\cos\varphi_2 - c_1 \sin\varphi_2)\Delta\varphi_2 + (\sin\varphi_2)\Delta s_2 \end{bmatrix}.$$

4. Кинематические ошибки при сложении двух вращательных движений

Рассмотрим сочетание двух вращательных движений, оси которых перпендикулярны, что соответствует схеме $B \perp B$ (рис. 2).

Найдем координаты рабочей точки C_1 контакта инструмента тела *1* в системе координат $Bx_2y_2z_2$ детали. Пусть в системе координат $Ax_1y_1z_1$, связан-

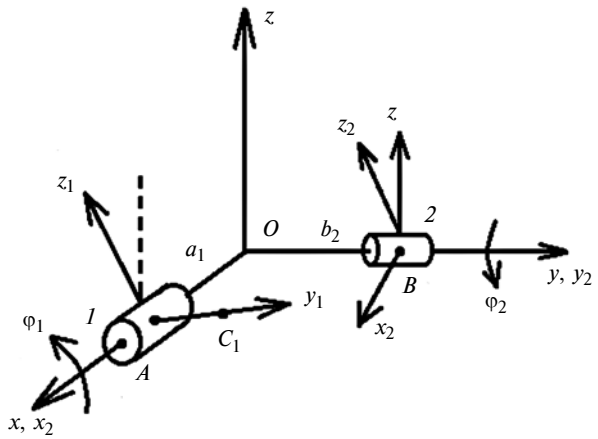


Рис. 2. Схема относительного манипулирования двух вращательных движений

ной с телом *1*, точка C_1 имеет координаты $[0, b_1, 0]^{\mathrm{T}}$, где b_1 — постоянные величины степени систем координат по оси y_1.

Переведем координаты точки C_1 сначала в систему $Ox_1y_1z_1$, а затем в систему $Bx_2y_2z_2$.

В системе $Ox_1y_1z_1$ получим:

$$\begin{bmatrix} x \\ y \\ z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos\varphi_1 & -\sin\varphi_1 \\ 0 & \sin\varphi_1 & \cos\varphi_1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0 \\ b_1 \\ 0 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} a_1 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} a_1 \\ b_1\cos\varphi_1 \\ b_1\sin\varphi_1 \end{bmatrix}.$$

В системе $Bx_2y_2z_2$ получим:

$$\begin{bmatrix} x_2 \\ y_2 \\ z_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos\varphi_2 & 0 & -\sin\varphi_1 \\ 0 & 1 & 0 \\ \sin\varphi_2 & 0 & \cos\varphi_1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} a_1 \\ b_1\cos\varphi_1 \\ b_1\sin\varphi_1 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ b_2 \\ 0 \end{bmatrix} =$$

$$= \begin{bmatrix} a_1\cos\varphi_2 - b_1\sin\varphi_1\sin\varphi_2 \\ b_1\cos\varphi_1 + b_2 \\ a_1\sin\varphi_2 + b_1\sin\varphi_1\cos\varphi_2 \end{bmatrix}, \qquad (5)$$

где b_2 — постоянная величина.

После дифференцирования уравнений (5) по времени получим проекции вектора скорости точки C_1 в системе координат $Bx_2y_2z_2$:

$$\begin{bmatrix} \dot{x}_2 \\ \dot{y}_2 \\ \dot{z}_2 \end{bmatrix} =$$

$$= \begin{bmatrix} \begin{bmatrix} -a_1\sin\varphi_1\dot{\varphi}_2 - \\ -b_1(\cos\varphi_1\dot{\varphi}_1\sin\varphi_2 + \cos\varphi_2\dot{\varphi}_2\sin\varphi_1) \end{bmatrix} \\ -b_1\sin\varphi_1\dot{\varphi}_1 \\ a_1\cos\varphi_2\dot{\varphi}_2 + b_1(\cos\varphi_1\dot{\varphi}_1 - \sin\varphi_1\sin\varphi_2\dot{\varphi}_2) \end{bmatrix}. \qquad (6)$$

Заменив в уравнениях (6) дифференциалы приближенно малыми приращениями, определим линейную кинематическую ошибку инструмента тела *1* в подвижной системе координат $Bx_2y_2z_2$ детали:

$$\begin{bmatrix} \Delta x_2 \\ \Delta y_2 \\ \Delta z_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \begin{bmatrix} -b_1\cos\varphi_1\sin\varphi_2\Delta\varphi_1 + \\ +(b_1\cos\varphi_2\sin\varphi_1 - a_1\sin\varphi_1)\Delta\varphi_2 \end{bmatrix} \\ b_1\sin\varphi_1\Delta\varphi_1 \\ \begin{bmatrix} b_1\cos\varphi_1\cos\varphi_2\Delta\varphi_1 + \\ +(a_1\cos\varphi_2 - b_1\sin\varphi_1\sin\varphi_2)\Delta\varphi_2 \end{bmatrix} \end{bmatrix}.$$

5. Кинематические ошибки при сложении трех движений

Рассмотрим механизм относительного манипулирования с тремя степенями свободы по схеме $В_1П_2$—$В_2$ (рис. 3).

Свяжем систему декартовых координат со звеньями механизма. С телом *1* свяжем систему координат $Ax_1y_1z_1$. Ось x_1 направлена по оси вращательной пары *A*, а ось z_1 — по направлению движения в паре *B*. С телом *2* свяжем систему координат $C_2x_2y_2z_2$, ось x_2 которой направлена параллельно оси x_1, а ось z_2 — параллельно оси Az_1.

Механизм относительного манипулирования содержит манипулятор ABC_2 с одной вращательной и одной поступательной кинематическими парами и модуль *3*, совершающий вращение вокруг оси *y*. Обобщенными координатами являются углы φ_1 и φ_3 поворотов звеньев и относительное перемещение в кинематической паре *B*.

Решим обратную задачу относительного манипулирования для этого механизма, т. е. найдем значения обобщенных координат φ_1, s_2, φ_3 по заданным законам движения точки C_2 выходного звена манипулятора в системе координат $Ox_3y_3z_3$ модуля *3*.

Координаты точки C_2, принадлежащие телу *2* манипулятора в неподвижной системе координат, определяются выражениями:

$$\begin{bmatrix} x \\ y \\ z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} a \\ s_2\cos\varphi_1 \\ s_2\sin\varphi_1 \end{bmatrix}, \qquad (7)$$

где φ_1 — угол поворота звена *1*; s_2 — перемещение звена *2* относительно звена *1*.

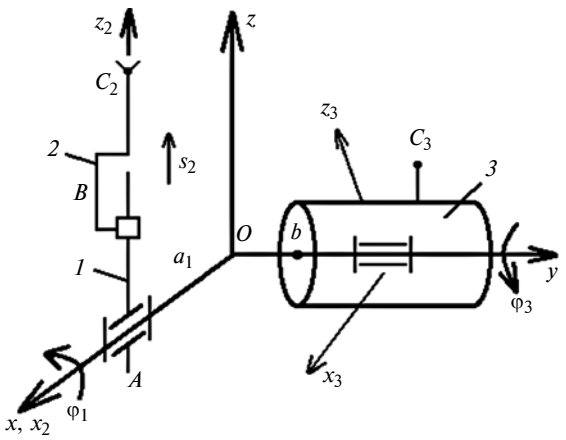


Рис. 3. Схема относительного манипулирования с тремя степенями свободы

Координаты точки C_3, принадлежащей телу *3* детали в неподвижной системе координат, определяются уравнениями:

$$\begin{bmatrix} x_3 \\ y_3 \\ z_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} r_3 \sin\varphi_3 \\ y_3 \\ r_3 \cos\varphi_3 \end{bmatrix}, \qquad (8)$$

где φ_3 — угол поворота тела *3*; $r_3 = (x_3^2 + z_3^2)^{0,5}$; x_3, y_3, z_3 — заданные программные координаты точки тела *3*.

При реализации заданной программы движение рабочей точки тела *2* в системе координат тела *3* координаты этой точки должны совпадать с координатами программной точки тела *3*.

Приравняв уравнения (7) и (8), получим уравнения для определения обобщенных координат φ_1, s_2, φ_3:

$$\begin{cases} r_3 \sin\varphi_3 = a; \\ y_3 = s_2 \cos\varphi_1; \\ r_3 \cos\varphi_3 = s_2 \sin\varphi_1. \end{cases} \qquad (9)$$

Из первого уравнения системы (9) определим угол

$$\varphi_3 = \arcsin(a/r_3).$$

Возведем в квадрат и сложим второе и третье уравнения системы (9), определим перемещение

$$s_2 = (y_3^2 + r_3^2 \cos^2\varphi_1)^{0,5}$$

и угол $\varphi_1 = \operatorname{arctg}\left(\dfrac{r_3 \cos\varphi_3}{y_3}\right)$.

Найдем ошибки относительного манипулирования, т. е. кинематические ошибки координат x_3, y_3, z_3, обусловленные программными ошибками определения значений обобщенных координат φ_1, s_2, φ_3.

Координаты точки C_2 в системе $Oxyz$ умножим на матрицу перехода от системы $Oxyz$ к системе $x_3y_3z_3$, и получим уравнения:

$$\begin{bmatrix} x_3 \\ y_3 \\ z_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos\varphi_3 & 0 & \sin\varphi_3 \\ 0 & 1 & 0 \\ \sin\varphi_3 & 0 & \cos\varphi_3 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} a \\ s_2 \cos\varphi_1 + b \\ s_2 \sin\varphi_1 \end{bmatrix} =$$

$$= \begin{bmatrix} a\cos\varphi_3 + s_2 \sin\varphi_1 \sin\varphi_3 \\ s_2 \cos\varphi_1 + b \\ -a\sin\varphi_3 + s_2 \sin\varphi_1 \cos\varphi_3 \end{bmatrix}. \qquad (10)$$

После дифференцирования выражений (10) по времени как сложных функций, получим проекции скорости точки C_2 в относительном движении:

$$\begin{bmatrix} \dot{x}_3 \\ \dot{y}_3 \\ \dot{z}_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \begin{bmatrix} -a\sin\varphi_3\dot{\varphi}_3 + \dot{s}_2 \sin\varphi_1\dot{\varphi}_1 \sin\varphi_3 + \\ + s_2 \cos\varphi_1\dot{\varphi}_1 \sin\varphi_1 + s_2 \sin\varphi_1 \cos\varphi_3\dot{\varphi}_3 \end{bmatrix} \\ \dot{s}_2 \cos\varphi_1 - s_2 \sin\varphi_1\dot{\varphi}_1 \\ \begin{bmatrix} -a\cos\varphi_3\dot{\varphi}_3 + \dot{s}_2 \sin\varphi_1 \cos\varphi_1 + \\ + s_2 \sin\varphi_1\dot{\varphi}_1 \cos\varphi_3 - s_2 \sin\varphi_1 \sin\varphi_3\dot{\varphi}_3 \end{bmatrix} \end{bmatrix}.$$

Перейдя к дифференциалам и заменив их приближенно малыми конечными ошибками обобщенных координат, получим выражения кинематической ошибки положения рабочей точки манипулятора в системе координат подвижной детали *3*:

$$\begin{bmatrix} \Delta x_3 \\ \Delta y_3 \\ \Delta z_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta s_2 \sin\varphi_1 \sin\varphi_3 + \Delta\varphi_1 s_2 \cos\varphi_1 \sin\varphi_3 + \\ + \Delta\varphi_3(-a\sin\varphi_3 + s_2 \sin\varphi_1 \cos\varphi_3) \end{bmatrix} \\ \Delta s_2 \cos\varphi_1 - \Delta\varphi_1 s_2 \sin\varphi_1 \\ \begin{bmatrix} \Delta s_2 \sin\varphi_1 \cos\varphi_1 + \Delta\varphi_1 s_2 \cos\varphi_1 \cos\varphi_3 + \\ + \Delta\varphi_3(-a\cos\varphi_3 + s_2 \sin\varphi_1 \sin\varphi_3) \end{bmatrix} \end{bmatrix}.$$

Модуль линейной ошибки:

$$|\Delta r_3| = (\Delta x_3^2 + \Delta y_3^2 + \Delta z_3^2)^{0,5}.$$

Таким образом, установлено, что линейная ошибка относительного манипулирования зависит от значений обобщенных координат в каждом положении механизма, от ошибок обобщенных координат и от относительного положения детали и рабочего инструмента.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Гаврилин А. М., Сотников В. И., Схиртладзе А. Г., Харламов Г. А.** Металлорежущие станки. Том 1, 2. М.: Издательский центр "Академия", 304 с., 336 с.

2. **Воробьев Е. И., Хатунцев Д. И.** Двурукие роботы. Особенности построения алгоритмов управления движением // Автоматизация. Современные технологии. 2016. № 3. С. 19–23.

3. **Глазунов В. А., Ласточкин А. Б., Шалюхин К. А., Данилин П. О.** / К анализу и классификации устройств относительного манипулирования // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2009. № 4. С. 81—85.

УДК 621.891

В. А. КОХАНОВСКИЙ, д-р техн. наук, Д. В. ГЛАЗУНОВ, канд. техн. наук (Ростовский ГУ путей сообщения), e-mail: glazunovdm@yandex.ru

Концепция унификации трибосистем[1]

Обоснована концепция классификации трибосистем и пути их унификации.

Ключевые слова: трибосистема, показатели, классификация, унификация, эффективность.

The concept of classification of tribosystems and the ways of their unification are substantiated.

Keywords: tribosystem, indicators, classification, unification, effectiveness.

В научных дисциплинах систематизация информации часто является основополагающим фактором, особенно в трибологии и триботехнике. Отсутствие системы сравнительных критериев эффективности работы трибосистем и их стандартного набора при испытаниях существенно затрудняет применение результатов научно-исследовательских разработок в машиностроительной практике. Одно из возможных решений данной проблемы предлагается в работе [1], в которой поставлена задача о стандартизации трибосистем и делаются определенные шаги по ее решению на основании структурно-энергетической концепции Б. И. Костецкого [2].

К сожалению, даже первый этап систематизации в виде десяти параметров начального и конечного состояний трибосистем дает лишь структурную схему документации для накопления данных. Кроме того, к устанавливаемым для классификации трибосистем параметрам относятся такие трудно определяемые величины, как адсорбционное, адгезионное и деформационное сродство сопряженных материалов. Итогом работы [1] являются рекомендации по паспортизации трибосистем для сбора и накопления необходимой информации.

Значительными препятствиями для стандартизации трибосистем в настоящее время являются межлабораторная воспроизводимость трибоиспытаний и масштабный фактор.

Причина первого заключается в разной динамике испытательного оборудования даже в рамках машин одной модели, поскольку любая трибосистема является подсистемой определенной механической системы, оказывающей на нее существенное влияние. Избежать данного влияния пока невозможно, но в перспективе его можно снизить, стандартизировав динамические параметры испытательных машин.

Уменьшить влияние масштабного фактора можно пересчетом разных параметров образцов к идентичным параметрам со сравнимыми характеристиками, используя теорию подобия размерностей и моделирования [3, 4].

Несмотря на значительные трудности, важность поставленной проблемы заставляет вернуться к ней. Поэтому предлагается более простое и вполне достижимое решение в виде системного подхода с этапами классификации и унификации, которое можно реализовать, оперируя легко определяемыми и общепонятными инженерными показателями трибосистем.

Принятые ограничения и упрощения, сужающие поставленную задачу:

1) рассматриваются только основные типы трибосистем скольжения;

2) монтажные зазоры соответствуют условиям смазывания;

3) оперируем количественными параметрами; при варьировании качественными параметрами необходимо повторять весь исследовательский комплекс;

4) твердость и жесткость материала опорного элемента трибосистемы всегда ниже данных параметров сопряженной детали (контртела);

5) наличие запаса мощности у любой машины позволяет считать процесс изнашивания более важным, чем процесс трения (потери на трение);

6) считаем, что изнашивание представляет собой наследственный процесс с затухающей памятью [5].

Последнее положение следует из того, что в процессе трения последующая величина износа суммируется с предыдущей, но не зависит от нее.

[1] Исследование выполнено при финансовой поддержке РФФИ в рамках научного проекта № 17-08-00777А.

Предлагаемая модель является развитием известной графической модели В. Ф. Лоренца.

Ограничив рассматриваемую область исследования, перейдем к первому этапу классификации — установлению иерархии основных групп триботехнических факторов для конкретных исследований режимов нагружения. Первая группа включает в себя факторы, определяющие начальное исходное качество трибосистемы — конструкция, материал и технологическая наследственность контактных поверхностей, включая их упрочнение или нанесение различных покрытий.

Вторая группа включает в себя эксплуатационные факторы — окружающая среда (смазочные материалы; химически активные газы и жидкости; температура; вибрации, генерируемые специально или являющиеся следствием воздействия механической системы; рабочие режимы трибосистемы, включая параметры приработки).

Третья группа состоит из итоговых параметров, установленных для трибосистем после статистической обработки результатов лабораторных и стендовых исследований, промышленных испытаний.

Лабораторные исследования проводят, как правило, на машинах трения с использованием образцов в виде моделей реальных трибосистем, что позволяет выделить из массы различных испытательных схем [6, 7], реализованных в машинах трения, модель, наиболее близкую к массовым реальным конструкциям, т. е. машины трения с испытательным узлом типа Амслера, позволяющие исследовать трибосистемы с наибольшим варьированием контактных условий при вращательном движении.

Эволюционное развитие информации

Этап	Показатель
1. Конструктивный	Вид элемента: подшипник; направляющая; кулачок
2. Материаловедческий	Марка материала Твердость Контактная жесткость Температура переходов
3. Технологический	Шероховатость менее твердого элемента Шероховатость контртела
4. Эксплуатационный	Нагрузка (подшипники, направляющие, кулачки) Скорость (радиальный подшипник) Коэффициент взаимного перекрытия (подшипники, направляющие, кулачки)
5. Результирующий	Износ Коэффициент трения Температура
Примечание. На этапах 1—4 информация априорная, на этапе 5 — апостериорная.	

Унификация результатов лабораторных исследований требует снижения или выравнивания виброактивности машин трения, стандартизации материала контртела (ролик, вал), его структурных и контактных параметров. Достаточной информацией является комплекс полученных при испытаниях показателей: износ, коэффициент трения и температура в контактной зоне.

Условия работы трибосистемы и требования к результатам исследований, невыполнимые на стандартных машинах трения, обусловливают необходимость их модернизации или применения специально разработанного стендового оборудования. Измерительные системы стендов должны фиксировать те же параметры, что и машины трения, а также необходимые дополнительные.

Для верификации результатов теоретических и экспериментальных исследований и подтверждения практической эффективности выполненных лабораторных разработок были проведены промышленные испытания.

В зависимости от цели исследований их результатом, сравниваемым с имеющимся натурным трибологическим узлом, могут стать: увеличение ресурса, повышение несущей способности, температурные ограничения и т. п.

Эволюционное развитие информации, получаемой в ходе испытаний трибосистемы, представлено в таблице.

Все априорные показатели теоретических моделей или экспериментальных образцов должны быть фиксированными. Теоретические исследования заканчиваются расчетами. Полученные численные значения должны соответствовать экспериментальным данным с допустимой для поставленной задачи погрешностью.

Независимо от конструкции трибосистемы необходимый минимум полученной в экспериментах информации должен включать следующее:

величину износа трибосистемы от начала ее приработки до выработки ресурса или допустимый износ;

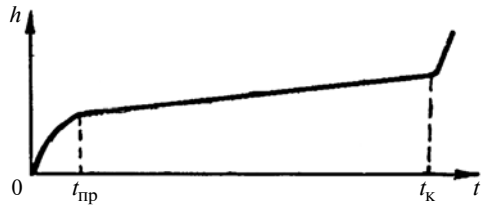
изменение коэффициента трения за время работы;

температуру в зоне трения и ее изменения за время работы.

На рисунке показана кривая изнашивания, на которой можно выделить участок приработки (от 0 до $t_{пр}$), участок установившегося процесса изнашивания (от $t_{пр}$ до $t_к$) и участок катастрофического изнашивания (от $t_к$). Аналитическое выражение кривой изнашивания до момента катастрофического износа ($t_к$) [8] имеет вид:

$$h_i = h_д(1 - e^{-t/\alpha}), \qquad (1)$$

где h_i и $h_д$ — соответственно текущий и предельно допустимый износ; α — постоянная времени изнашивания; t — время работы трибосистемы.



Кривая изнашивания

Из формулы (1), используя метод наименьших квадратов, получим выражение для постоянной времени:

$$\alpha = \frac{\sum_1^n t_i \ln \frac{[h]}{[h]-h_i}}{\sum_1^n \left(\ln \frac{[h]}{[h]-h_i} \right)},$$

где n — число точек на кривой изнашивания (предпочтительно на участке установившегося процесса).

Для более точного определения показателей приработки следует использовать методику, изложенную в работе [9].

Так как процесс приработки и установившийся процесс изнашивания описываются разными функциями, реальный процесс изнашивания непрерывен, т. е. процесс приработки плавно переходит в стационарный процесс, стыковка двух функций требует выполнения двух условий трибосистемы: равенство износов (в конце приработки и начале стационарного процесса) и равенство скоростей изнашивания, т. е. их производных. При этом задача становится нелинейной и для ее решения удобно использовать численный метод Левенберга—Марквардта [10].

Процесс приработки завершается при стабилизации комплекса характеризующих трибологический процесс показателей: температуры T, коэффициента f трения, площади S контактной поверхности, скорости $v_и$ изнашивания и т. д., которые стабилизируются в разные моменты времени. Для уточнения основных показателей приработки: времени $t_{пр}$ приработки и величины износа $h_{пр}$ за время приработки, целесообразно унифицировать описанную выше методику. Вычисления выполняются в среде Math CAD.

Установление коэффициента трения и характера его изменений необходимо, в первую очередь, для определения режима смазывания. Известно, что при граничном смазывании переход к гидродинамическому режиму происходит при $f < 0{,}05$, а резкое повышение коэффициента f свидетельствует о полном изнашивании антифрикционного покрытия [6]. Температура в рабочей зоне трибосистемы не должна превышать температуру фазовых превращений применяемых в трибосистемые металлов, а для полимерных материалов — температуру кинетических превращений. Кроме того, вязкость смазочных материалов также зависит от температуры в рабочей зоне трибосистемы.

Трибологические исследования в основном носят сравнительный характер. А для сравнительного анализа необходимы четкие сравнительные критерии. Чаще всего используют численные (абсолютные) величины показателей, которые не учитывают экономические аспекты и не дают полной информации для принятия оптимального конструктивного решения.

Поэтому предлагается ввести критерий эффективности триботехнических исследований:

$$Э = З/П_{Δр},$$

где З — затраты на трибологические исследования; $П_{Δр}$ — экономический эффект от повышения ресурса трибосистемы.

Известно, что при однофакторных экспериментальных исследованиях требуется не менее четырех серий по три параллельных опыта. Полученные результаты обрабатывают статистически — рассчитывают доверительные интервалы для качественного показателя и доказывают адекватность аналитических выражений для количественного показателя.

Для бóльшего приближения к реальному процессу экспериментальные исследования следует выполнять по многофакторным планам, которые позволяют получать регрессионные модели и оценивать их адекватность [11]. Кроме учета взаимовлияния нескольких факторов, многофакторные планы снижают общую трудоемкость исследований.

Особое место занимают экспериментальные планы состав—свойство для исследования композитов, смесей, растворов, к которым относятся симплекс-решетчатые и симплекс-центроидные планы. Их планирование, реализация и статистическая обработка приведены в многочисленных публикациях. Графическая интерпретация моделей в виде комплекса изолиний на симплексе требует специальной программы [12—14].

Вышеприведенные аспекты исследуемого вопроса показали, что при современном состоянии трибологии и триботехники осуществлять стандартизацию трибосистем преждевременно. Однако необходимо продолжать работы в этом направлении. Решения должны быть направлены на совершенствование экспериментального оборудования. При этом необходимо классифицировать рабочие показатели отдельных групп трибосистем и унифицировать основы методики их исследований.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Протопопов Б. В.** Структурно-энергетическая концепция стандартизации трибосистем // Трение и износ. 1993. Т. 14. № 1. С. 174—193.

2. **Поверхностная** прочность материалов при трении / Под ред. Б. И. Костецкого. Киев: Техника, 1976. 296 с.

УДК 621.193.722

Д. И. ЛЕБЕДЕВ, Г. Г. ВИНОКУРОВ, кандидаты технических наук (Институт физико-технических проблем Севера им. В. П. Ларионова СО РАН), e-mail: uranhai@rambler.ru

Автокорреляционные функции взаимодействия поверхностей трения износостойкого газотермического покрытия и стального контртела

Для описания поверхности изнашивания исследованы корреляционные функции износостойких порошковых покрытий при трении скольжения с металлическими контртелами. В качестве модифицирующих добавок порошковых покрытий использовали ультрадисперсные шпинели $CoAl_2O_4$ и $CuAl_2O_4$. Выявлены зависимости корреляционных функций поверхностей трения от материалов пары трения.

Ключевые слова: порошковое покрытие, модифицирование, изнашивание, профиль, автокорреляционная функция.

To describe the wear surface, the correlation functions of wear-resistant powder coatings under sliding friction with metal counterbodies are studied. Ultrafine $CoAl_2O_4$ and $CuAl_2O_4$ spinels are used as modifying additives for powder coatings. The dependences of the correlation functions of the friction surfaces on the materials of the friction pair are revealed.

Keywords: powder coating, modification, wear, profile, autocorrelation function.

Для упрочнения поверхности деталей все чаще используют технологии порошковой металлургии. В ремонтном производстве наиболее перспективными являются такие технологии нанесения износостойких порошковых покрытий, как плазменное и газопламенное напыления, электродуговая металлизация проволокой [1—4]. В качестве порошковых материалов используют самофлюсующиеся сплавы на никелевой или кобальтовой основе и их смеси с различными модификаторами, которые обеспечивают образование упрочняющих фаз и улучшают структуру покрытия.

Изнашивание порошковых покрытий восстановленных деталей происходит в условиях трения скольжения. Исследования показали, что рельеф поверхности покрытия во многом зависит от свойств материала контртела [5]. Поэтому при исследовании процессов изнашивания порошкового покрытия и контртела важно установить связи между показателями шероховатости контактных поверхностей пары трения, которые отражают их взаимодействие.

Цель данной работы — установить автокорреляционные функции взаимодействия контактных поверхностей пар трения, состоящих из износостойких модифицированных порошковых покрытий и стального контртела.

В качестве модифицирующих добавок износостойких порошковых покрытий использовали ультрадисперсные шпинели $CoAl_2O_4$ и $CuAl_2O_4$, полученные плазмохимическим синтезом (производство АО "NEOMAT", Латвия; средний размер частиц ≈100 нм) [6]. В качестве матрицы порошковых покрытий использовали промышленный самофлюсующийся порошок ПР-Н70ХТ7С4Р4 системы Ni—Cr—B—Si.

Для исследования изнашивания модифицированных покрытий образцы испытывали на машине

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 53)

3. **Веников В. А.** Теория подобия и моделирования. М.: Высшая школа, 1976. 480 с.

4. **Глазунов Д. В.** Исследование значимости факторов, влияющих на ресурс смазочного материала в паре трения колесо—рельс // Вестник машиностроения. 2017. № 6. С. 63—65.

5. **Кохановский В. А.** Однопараметрическая модель изнашивания полимерных материалов // Сб. науч. тр. Надежность и эффективность станочных и инструментальных систем. Ростов н/Д: ДГТУ, 1997. С. 106—109.

6. **Основы** трибологии. Трение, износ, смазка / А. В. Чичинадзе, Э. Д. Браун, Н. А. Браун и др., под ред. А. В. Чичинадзе. М.: Машиностроение, 2001. 664 с.

7. **Майба И. А., Глазунов Д. В.** Теоретическое обоснование механизма смешанной (полужидкостной) смазки в контакте "твердый оболочечный смазочный стержень—колесо—рельс" // Инженерный вестник Дона. 2012. № 1. URL: ivdon.ru/ru/magazine/archive/nly2012/664.

8. **Кохановский В. А.** Идентификация металлополимерных трибосистем // Пластические массы. 1997. № 6. С. 28—32.

9. **Kokhanovskii V. A., Snezhina N. G., Petrenko A. A.** Runningin of metal—polymer frictional systems with a composite coating // Russian Engineering Research. 2017. Vol. 37. N. 6. C. 494—497.

10. **Nocedal J., Wright S.** Numerical Optimization // Springer in Operations Research. 2006. P. 165.

11. **Кохановский В. А., Сергеева М. Х.** Планирование экспериментальных исследований. Ростов н/Д: ДГТУ, 2014. 256 с.

12. **Св. 2010617853** о регистрации программы для ЭВМ 2011611211 Рос. Федерации: Компьютерное моделирование многокомпонентных систем с помощью псевдосимплексных диаграмм на базе многоугольников.

13. **Kokhanovskii V. A., Glazunov D. V.** Selection of lubricant composition for open contact systems in rolling stock // Russian Engineering Research. 2016. Vol. 36. N. 6. P. 449—451.

14. **Kokhanovskii V. A., Glazunov D. V.** Control of lubricant performance // Russian Engineering Research. 2017. Vol. 37. N. 9. P. 768—773.

трения СМЦ-2 при сухом трении с частотой вращения вала $n = 5$ с$^{-1}$ при нагрузках $F = 38$ и 75 Н. Для экспериментов выбрали схему трения диск—колодка. В качестве диска использовали образцы с покрытием, а в качестве контртела — колодки из стали Ст6.

При трении скольжения на контактных поверхностях образуются многочисленные продольные борозды, которые и определяют поперечный профиль поверхности трения. Поэтому автокорреляционные функции профилей поверхностей трения целесообразно исследовать в поперечных сечениях, используя среднестатистическую полуширину борозд, а не принятые параметры шероховатости (*Ra*, *Rq*, *Rz*, *Ry*), которые характеризуют горизонтальную микрогеометрию профиля.

Поверхности трения исследовали с помощью профилометра SJ-201P и стереоскопического микроскопа Stemi 2000C после каждых 4500 циклов трения. Один цикл соответствовал пути трения $L = 19{,}6$ мм. Измеряли поперечный профиль покрытий на четырех маркированных диаметрально противоположных участках образца с покрытием. Экспериментальные профилометрические данные обрабатывали в программах MathCad и Excel, получали автокорреляционные функции — зависимости коэффициента k корреляции от пути L трения, которые усредняли по всей поверхности трения (рис. 1).

В качестве горизонтальных показателей неровностей в трибологии используют средний шаг S неровностей по вершинам и средний шаг Sm неровностей по средней линии, которые определяют по ограниченному числу точек профилограммы [7, 8]. Автокорреляционную функцию получают обработкой всех данных поперечного профиля, поэтому она, в отличие от ограниченной выборки точек, учитывает многочисленные случайные факторы формирования профиля поверхности трения.

При изучении автокорреляционных функций профиля анализировали характерную микрогеометрию поверхностей трения покрытий и контртела из стали Ст6. Анализ показал, что полученные значения при фиксированной координате $x = x_0$ существенно не отличаются от значений в малой окрестности точки x_0. Поэтому следует ожидать существование устойчивой корреляции между случайными координатами профиля соседних точек поверхности покрытия и контртела.

На рис. 1 приведены автокорреляционные функции для четырех участков покрытия с ультрадисперсными добавками шпинели $CuAl_2O_4$ при трении с контртелом из Ст6. Здесь важным является участок с существенной корреляцией (высоким коэффициентом корреляции), который показывает взаимосвязь сечений профиля.

Наблюдается устойчивая корреляция (коэффициент корреляции $k > 0{,}7$) между соседними сечениями, находящимися на расстоянии ≤ 20 мкм. Автокорреляционные функции для разных участков

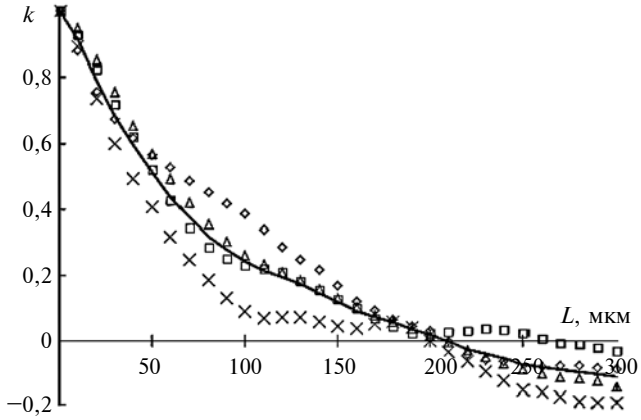


Рис. 1. Автокорреляционные функции для четырех участков (точки) и их аппроксимирующая (сплошная линия) для поверхности трения (покрытие с ультрадисперсными добавками $CuAl_2O_4$) при сухом трении, $F = 75$ Н, $n = 5$ с$^{-1}$ и $N = 45\,000$ циклов (2,5 ч), контртело из стали Ст6

покрытия в зоне устойчивой корреляции отличаются несущественно, наблюдается монотонное снижение корреляции, на расстоянии 100÷150 мкм она становится незначительной, наблюдается статистический разброс данных (см. рис. 1).

Изнашивание при трении скольжения существенно зависит от твердости и структур материалов пары трения [2, 4—6]. Поэтому были определены диапазоны значений твердостей для покрытий с ультрадисперсными добавками: для $CuAl_2O_4$ твердость составила 9400÷11 200 МПа, для $CoAl_2O_4$ — 9200÷12 600 МПа [9].

Установлено, что твердость контртела из стали Ст6 определяется ее исходной микроструктурой. Она значительно меньше твердости образцов и составляет 1900÷3000 МПа.

Значительная разница твердостей контактных поверхностей обусловливает схожесть автокорреляционных функций для поперечных профилей на этапе установившегося изнашивания.

На рис. 2 (см. обложку) приведены усредненные автокорреляционные функции для поверхностей покрытия с ультрадисперсными добавками шпинели $CuAl_2O_4$ и контртела из Ст6. Установлено, что автокорреляционная функция для покрытия с ультрадисперсными добавками шпинелей не зависит от пути трения, убывает с увеличением расстояния и практически исчезает на расстоянии свыше 150÷300 мкм. Наблюдаются незначительные колебания функции от расстояния и пути трения (рис. 2, *а*, см. обложку). Имеет место единичный всплеск корреляции при ≈18 000 циклов трения.

Такая же закономерность наблюдается у усредненной автокорреляционной функции для поверхности контртела из Ст6 (рис. 2, *б*, см. обложку). Очевидно сглаживание начальной шероховатости, обусловленной регулярными бороздами на исходной поверхности контртела. Влияние начальной шероховатости заканчивается к концу приработки

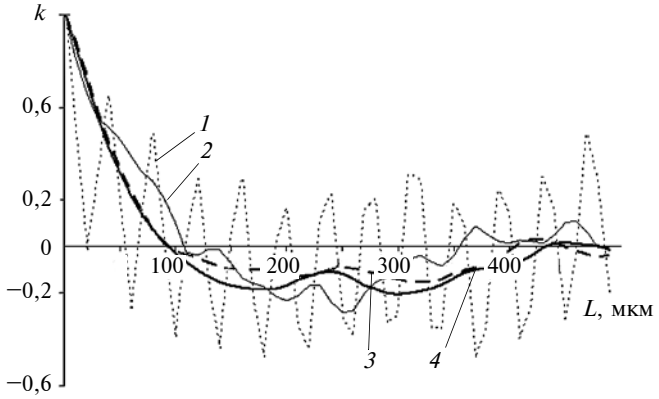


Рис. 4. Автокорреляционные функции для исходных (*1*, *2*) и после 54 000 циклов трения (*3*, *4*) контактных поверхностей покрытия с ультрадисперсными добавками $CoAl_2O_4$ (*2* и *4*) и термообработанного контртела Ст6 (*1* и *3*)

(≈5000÷10 000 циклов), начинается процесс установившегося изнашивания.

Для сравнительного анализа выполнили улучшение микроструктуры стального контртела. Исходная микроструктура контртела из стали Ст6 представляет собой неоднородную ферритно-перлитную структуру, наблюдается зернистый перлит (рис. 3, *а*, см. обложку). Поэтому для повышения однородности материала его подвергли термообработке. Температуру закалки 820÷840 °С определили исходя из содержания углерода и его критической точки. Чтобы твердость и прочность закаленной стали не снизились, выполнили низкий отпуск.

Таким образом, с учетом размеров образцов был установлен следующий режим термообработки: нагревание до температуры 830 °С с выдержкой в течение 14 мин; закалка в машинном масле; низкий отпуск при температуре 250 °С в течение 1÷1,5 ч.

Для сравнения также выполнили средний отпуск образцов и контртела при температуре 420 °С и высокотемпературный отпуск при температуре 560 °С, что обеспечило более однородную ферритно-перлитную микроструктуру материала контртела (рис. 3, *б*, см. обложку). После термообработки твердость контртела повысилась до 1000 МПа, что существенно ниже твердости покрытия.

На рис. 4 приведены автокорреляционные функции для исходных поверхностей покрытия с ультрадисперсными добавками $CoAl_2O_4$ (кривые *2* и *4*) и термообработанного контртела Ст6 (кривые *1* и *3*) и после 54 000 циклов трения (3 ч испытаний на изнашивание).

При трении покрытия с термообработанным контртелом наблюдается значительное сближение автокорреляционных функций (см. рис. 4). Причем в области положительных значений автокорреляционных функций при 54 000 циклах испытания значения практически совпадают (см. кривые *3* и *4*).

Также наблюдается сглаживание начальной шероховатости контртела, полученной вследствие механической обработки.

Установлено, что существенная разница твердости контактных поверхностей трения и наличие однородной микроструктуры у стального контртела — материала со значительно меньшей твердостью, приводят к сближению автокорреляционных функций поперечных профилей на этапе установившегося изнашивания.

Таким образом, исследованы автокорреляционные функции поперечных профилей износостойких покрытий с модифицирующими добавками ультрадисперсных шпинелей и контртела из стали Ст6. Выявлено существование устойчивой корреляции координат соседних точек профилей с коэффициентом корреляции больше 0,8÷0,7, что отражает наличие характерных продольных борозд на контактных поверхностях по всему пути трения.

Установлено, что автокорреляционные функции поперечного профиля модифицированных износостойких покрытий и контртела из стали Ст6 качественно не изменяются на протяжении всего пути трения — в режиме установившегося изнашивания монотонно убывают с увеличением расстояния и практически исчезая на определенном расстоянии, зависящем от материалов и условий трения скольжения.

Существенная разница микротвердостей контактных поверхностей трения и наличие однородной микроструктуры у стального контртела — материала со значительно меньшей микротвердостью, обусловливают сближение автокорреляционных функций поперечных профилей на этапе установившегося изнашивания. Положительные значения автокорреляционных функций модифицированного покрытия и стального контртела после 54 000 циклов испытаний практически совпадают.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Хасуи А., Моригаки О.** Наплавка и напыление. М.: Машиностроение, 1985. 240 с.
2. **Газотермические** покрытия из порошковых материалов / Ю. С. Борисов, Ю. А. Харлампьев, С. Л. Сидоренко, Е. Н. Ардатовская. Киев: Наукова думка, 1987. 544 с.
3. **Нанесение** покрытий плазмой / В. В. Кудинов, П. Ю. Пекшев, В. Е. Белащенко и др. М.: Наука, 1990. 408 с.
4. **Бороненков В. Н., Коробов Ю. С.** Основы дуговой металлизации. Физико-химические закономерности. Екатеринбург: Уральский университет, 2012. 268 с.
5. **Тушинский Л. И., Плохов А. В.** Исследование структуры и физико-механических свойств покрытий. Новосибирск: Наука, 1986. 200 с.
6. **Пат. 2040570 Рос. Федерации:** Порошковый материал для газотермического напыления.
7. **Справочник** по триботехнике / Под ред. М. Хебды, А. В. Чичинадзе. М.: Машиностроение, 1989. Т. 1. 400 с.
8. **Крагельский И. В., Добычин М. Н., Комбалов В. С.** Основы расчетов на трение и износ. М.: Машиностроение, 1977. 526 с.
9. **Износостойкость** и характеристики поверхности трения газотермических покрытий с ультрадисперсными добавками / Г. Г. Винокуров, М. П. Лебедев, М. И. Васильева и др. // Трение и износ. Т. 30. 2009. № 6. С. 596—600.

УДК 621.7.043

А. М. АДАСКИН, С. Н. ГРИГОРЬЕВ (МГТУ "СТАНКИН"),
e-mail: tolia.home@list.ru, s.grigoriev@stankin.ru

Перспективы применения хромоникелевого сплава при изготовлении штампового инструмента для горячего деформирования труднообрабатываемых материалов[1]

Показана целесообразность использования жаропрочного сплава на основе хрома при изготовлении формообразующего инструмента для горячей штамповки труднообрабатываемых материалов. Благодаря уникальным теплофизическим и механическим свойствам хрома данный сплав обладает высокими теплостойкостью и сопротивлением разгару в условиях термоциклирования.

Ключевые слова: сплав, хром, теплостойкость, термоциклирование, разгаростойкость, штампуемость.

The feasibility of using a heat-resistant chromium-based alloy in the manufacture of forming tools for hot stamping hard-to-cut materials is shown. Due to the unique thermophysical and mechanical properties of chromium, this alloy has high heat resistance and resistance to flare-up under thermal cycling conditions.

Keywords: alloy, chromium, heat resistance, thermal cycling, flare-up resistance, stampability.

В машиностроении все чаще используют коррозионно-стойкие, жаростойкие и жаропрочные стали и сплавы, которые отличаются весьма низкой технологичностью, так как сохраняют высокие механические свойства не только до рабочих, но и до технологических температур. Условия эксплуатации сталей и сплавов для изготовления инструментов, используемых при горячем деформировании труднообрабатываемых материалов, характеризуются повышенными температурами, многократным нагреванием и охлаждением.

В настоящее время для обработки жаропрочных материалов используют инструменты из штамповых сталей, легированных вольфрамом, молибденом, кобальтом, которые обладают высокой теплостойкостью. Для работы в особо тяжелых условиях рекомендуются аустенитные стали и сплавы с интерметаллидным упрочнением [1, 2]. Однако теплостойкость сталей не превышает 700÷750 °С, что не всегда достаточно при выполнении тяжелонагруженных операций, таких как прессование и прошивка. Аустенитные стали и сплавы превосходят по твердости штамповые стали при температурах выше 730÷750 °С. Однако они уступают по твердости штамповым сталям при более низких температурах. Это может стать причиной смятия рабочих поверхностей инструмента в начале эксплуатации. Кроме того, при высоких температурах и стали, и сплавы с аустенитной структурой имеют пониженную окалиностойкость [1, 2].

Цель настоящей работы — оценка возможности использования жаропрочного и жаростойкого сплава Х65НВФТ для изготовления тяжелонагруженного штампового инструмента.

Интерес к сплавам на основе хрома — единственного тугоплавкого металла, обладающего жаростойкостью, появился, когда была разработана металлургическая технология производства сплавов, позволяющая устранить их хрупкость [3].

Методика исследований

Составы исследованных сталей и сплавов приведены в табл. 1.

Термическая обработка. Закалку, отпуск и изотермические выдержки при температуре 800 °С выполняли для образцов из сплава Х65НВФТ в высокотемпера-

Таблица 1

Средний химический состав исследованных сталей и сплавов, мас. % (примеси не указаны)

Материал	Марка	C	Fe	Cr	Ni	W	Mo	V	Co	Ti	Al
Стали	3Х2В8Ф	0,35	Осн.	2,5	—	7,5	—	0,35	—	—	—
	2Х6В8М2К8	0,25	Осн.	6,5	—	8,0	2	0,35	6,7	—	—
	ХН35ВТЮ	—	Ост.	15,0	35	2,6	—	—	—	3,0	1,0
Аустенитные сплавы	ХН70ВМТЮ	0,12	—	15,0	Осн.	6,0	3	—	—	2,0	2,0
	ХН56ВМКЮ	0,10	—	9,5	Осн.	7,0	7	—	12,0	—	5,3
	ХН77ТЮР	—	—	21,0	Осн.	—	—	—	—	2,5	0,8
Сплав на основе хрома	Х65НВФТ	—	—	Осн.	32	1,5	—	0,25	—	0,5	—

Примечание. Осн. — основа, Ост. — остальное.

[1] Исследование выполнено при поддержке Минобрнауки РФ в рамках финансирования проектов по проведению фундаментальных научных исследований по приоритетным направлениям, определяемым президиумом РАН.

турной печи ПЛ10/16 в окислительной среде; охлаждение при закалке выполняли в масле, при отпуске — на воздухе. По другим сталям и сплавам данные взяты из справочников.

Исследование структуры. Пробоподготовку образцов выполняли на оборудовании фирмы Struers (Дания). Микроструктуру исследовали на продольных и поперечных шлифах на инвертированном металлографическом микроскопе GX-51 (Olympus, Япония) при увеличениях ×25; 500 и 1000.

Испытание на растяжение при температуре 20 °С и повышенных температурах (800, 900, 1000 и 1100 °С) проводили на установке RMC100 (Schenck Trebel, США). Образцы изготовляли по ГОСТ 1497—84: тип IV, диаметр рабочей части D_0 = 3 мм, расчетная длина $l = 5D_0$. Число образцов на точку — 5.

Твердость определяли при температуре 20 °С. Твердость *HRC* (по Роквеллу) определяли на приборе Instron Wilson Hardness 574 (США). Твердость оценивали как среднее арифметическое по пяти измерениям, погрешность ±1 *HRC*.

Микротвердость определяли методом Виккерса на микротвердомере Duramin Shimadzu (Япония). Оценивали твердость фаз и интегральную твердость. Для одного значения твердости выполняли не менее шести измерений.

Результаты исследования

Особенности сплава Х65НВФТ. По составу, структуре и механизму упрочнения сплав Х65НВФТ принципиально отличается от традиционных материалов, используемых для изготовления штамповой оснастки для горячего деформирования — сталей и аустенитных сталей и сплавов. Основа сплава — хром, единственный тугоплавкий металл, обладающий наряду с жаропрочностью, жаростойкостью. Основа сталей — железо, основа аустенитных сталей и сплавов — никель или железо + никель. При этом ни железо, ни никель не являются тугоплавкими металлами и не обладают жаростойкостью. Структура сплава Х65НВФТ описывается диаграммой состояний Ni—Cr (соотношение процентных содержаний двух элементов), несмотря на наличие небольшого количества прочих легирующих химических элементов [4]. В соответствии с диаграммой состояний Ni—Cr (рис. 1) структура сплава состоит из двух фаз: α-фаза (Cr) — твердый раствор никеля в хроме с ОЦК решеткой (≈580 *HV*) и γ-фаза (Ni) — твердый раствор хрома в никеле с ГЦК решеткой (≈430 *HV*).

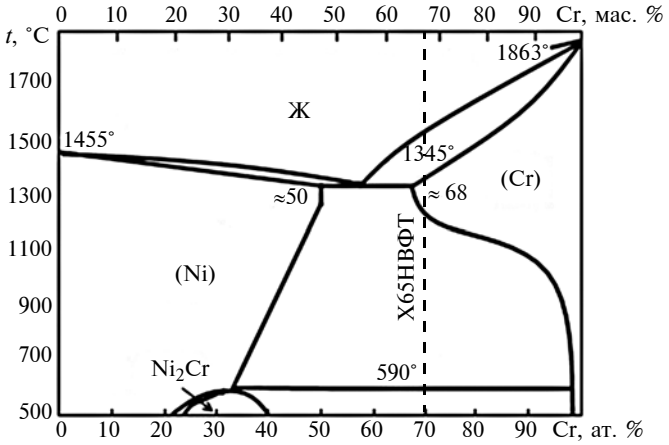


Рис. 1. Диаграмма состояний Ni—Cr (штриховая линия — для сплава Х65НВФТ) [5]

Структура сплава Х65НВФТ состоит из двух твердых растворов с заметно различающимися свойствами, т. е. она принципиально отличается от структур материалов, традиционно используемых для изготовления штампов горячего деформирования. Структура сталей и аустенитных сплавов — твердый раствор с решеткой ОЦК (стали) или ГЦК (аустенитные сплавы) и упрочняющая фаза — карбиды или интерметаллиды.

Различие в структуре определяет разные механизмы упрочнения рассматриваемых материалов. Повышение механических свойств сталей реализуется мартенситным превращением при закалке (происходит двукратное изменение кристаллической решетки: α → γ при нагревании и γ → α — мартенситное превращение при охлаждении) и дисперсионного твердения при отпуске. Аустенитные стали и сплавы не претерпевают полиморфного превращения; при закалке обеспечивается растворение вторичной фазы в аустените, а при старении закаленного сплава выделение этой фазы в виде мелкодисперсных частиц и, таким образом, упрочнение сплава.

Механизм упрочнения сплава Х65НВФТ не связан ни с мартенситным превращением (при нагревании и охлаждении полиморфных превращений нет), ни с дисперсионным твердением, т. е. отличается от рассмотренных выше.

Закалка сплава Х65НВФТ вызывает значительное упрочнение — достигается повышение твердости более чем на 20 *HRC* (табл. 2). Основная причина — твердорастворное упрочнение α-фазы, ее твердость повышается практически в 2 раза (табл. 3). Повышение твердости связано также с уменьшением в структуре

Таблица 2

Твердость и содержание γ-фазы при разной температуре закалки

$T_з$, °С	*HRC*	Содержание γ-фазы, %
Без закалки	34	49
1000	45	47
1050	48	45
1100	53	40
1150	58	33
1200	58	5
1250	60,5	0
1300	60,5	0

количества менее твердой γ-фазы (см. табл. 2), полностью исчезающей при нагревании до температуры 1250 °С (см. табл. 1, рис. 1, 2).

При закалке твердость α-фазы заметно повышается, а твердость γ-фазы практически не меняется. Это связано со значительным повышением растворимости никеля в хроме (с 2 до 35 %) при повышении температуры от 500 до 1250 °С [6] и мало изменяющейся растворимостью хрома в никеле: при температурах 20 и 1250 °С составляет 50 % [6].

Следует отметить, что макротвердость, рассчитанная по методике, приведенной в работе [18], при $HV_{10} = 977$ составляет 785 *HV* (60÷62 *HRC*), что соответствует твердости сплава, закаленного от температуры 1250 °С (см. табл. 2).

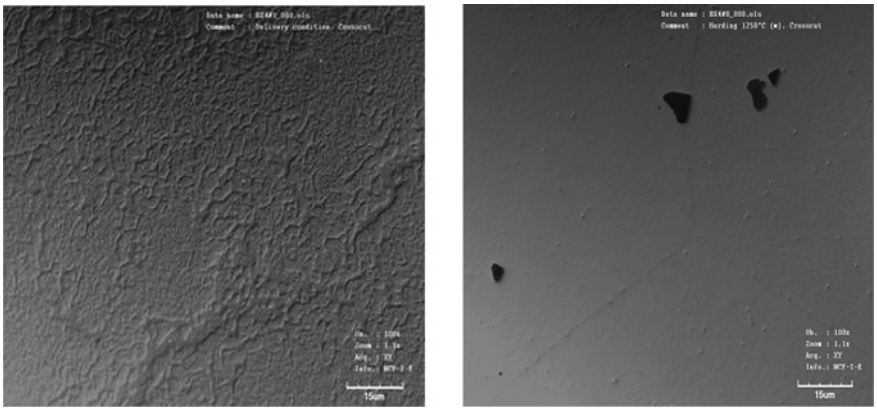
При отпуске из пересыщенного α-твердого раствора выделяется γ-фаза, что снижает твердость (рис. 3, *а*) в результате уменьшения легированности твердого раствора (уменьшение концентрации никеля в α-фазе) и появления в структуре "мягкой" γ-фазы. Температуру начала распада пересыщенного твердого раствора позволяет определить анализ "холодной" (рис. 3, *а*) и "горячей" (рис. 3, *б*) твердостей.

"Холодная" твердость, измеренная после нагревания и охлаждения, т. е. при температуре 20 °С, позволяет оценить только необратимую потерю твердости, связанную с изменением структуры (выделение γ-фазы из пересыщенного твердого раствора). "Горячая" твердость, измеренная непосредственно при нагревании, учитывает наряду с необратимой и обратимую потерю твердости, которая возникает в связи с ослаблением межатомных связей при нагревании и восстанавливается после охлаждения сплава [7].

Таблица 3

Микротвердость HV_{10} фаз сплава Х65НВФТ

Термообработка	α-фаза	γ-фаза
Состояние поставки	577 ± 41	433 ± 27
Закалка при $T_з$ = 1150 °С	977 ± 112	413 ± 14



а) *б*)

Рис. 2. Структуры сплава после отжига (*а*) и после закалки при $T_з$ > 1250 °С (*б*)

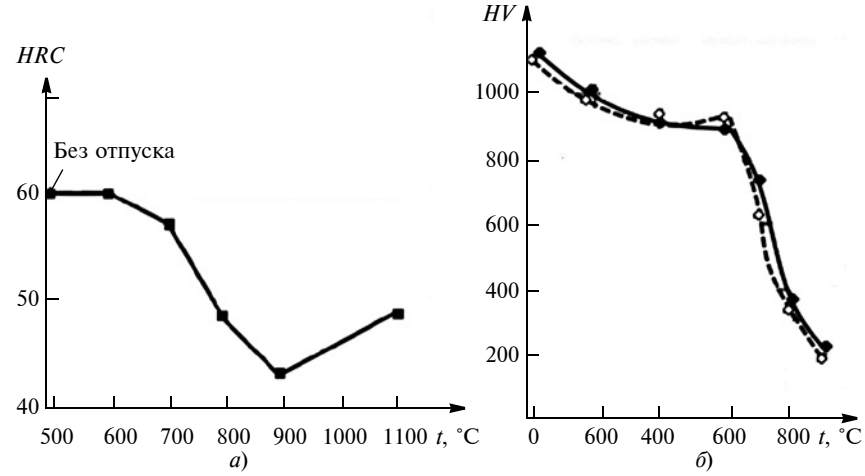


Рис. 3. Зависимости изменений твердостей *HRC* (*а*) и *HV* (*б*) для сплава Х65НВФТ:
а — холодная твердость, отпуск после закалки в масле с $T_о$ = 1250 °С; *б* — горячая твердость после закалки $T_з$ = 1300 °С [8] при температуре испытаний без выдержки (●) и с выдержкой 1 ч (○)

Начало распада пересыщенного твердого раствора соответствует температуре 600 °С. При нагревании ниже этой температуры "холодная" твердость практически не изменяется. Это подтверждает и характер изменения "горячей" твердости. При нагревании ниже 600 °С "горячая" твердость одинаковая и без выдержки, и после часовой выдержки при температуре испытаний, т. е. распада не наблюдается.

После отпуска при температуре 600 °С и выше структура двухфазная (α + γ). При температуре отпуска до 900 °С γ-фаза мелкодисперсная (рис. 4), при более низких температурах отпуска выделившаяся γ-фаза имеет весьма малые размеры, ее частицы практически не разрушаются. В структуре отпущенных образцов заметны границы зерен α-фазы, образовавшихся при закалке — стык границ трех зерен под углом 120° (см. рис. 4), т. е. сохраняется наследственность закаленной структуры.

Рис. 4. Структура сплава Х65НВФТ после закалки в масле (от $T_з$ = 1250 °С) и отпуска на воздухе ($T_о$ = 900 °С)

Таблица 4

Твердость *HRC* сплава Х65НВФТ при разной температуре отпуска (закалка в масле при $T_з$ = 1250 °С)

$T_о$, °С	Без отпуска	600	700	800	900	1100
HRC	60,5	60,5	57,5	49	43	49,5

Зависимость твердости от температуры отпуска имеет экстремы (табл. 4). Твердость снижается в интервале температур отпуска $T_о$ = 600÷900 °С, а при дальнейшем повышении температуры твердость возрастает (см. табл. 4 и 3). Это связано с тем, что нагревание выше 900 °С увеличивает растворимость Ni в α-фазе (см. рис. 1), т. е. нагревание от этих температур является фактически вторичной закалкой. Полученные результаты определили режимы термической обработки сплава, при которых целесообразно изучать механические свойства: температура закалки, обеспечивающая полное растворение γ-фазы, составляет $T_з$ = 1250 °С; температура отпуска $T_о$ сплава должна быть не ниже 600 и не выше 900 °С.

Свойства штамповых сталей и сплавов высокой теплостойкости и сплава на основе хрома

Сравним свойства сплава Х65НВФТ со свойствами сталей и сплавов, применяемых для изготовления инструмента для особо тяжелых условий, т. е. для деформирования жаропрочных сплавов и тиксоформовки. К таким материалам относятся стали 3Х2В8Ф и 2Х6В8М2К8 (ЭП 745), упрочняющиеся в результате мартенситного превращения и дисперсионного твердения. Они обладают наиболее высокой теплостойкостью по сравнению с другими горячештамповыми сталями [1, 2] и аустенитными сплавами, упрочняемыми дисперсионным твердением. Свойства безкобальтовых сплавов ХН70ВМТЮ и ХН35ВТЮ близки, более высокими свойствами обладает сплав ХН56ВМКЮ, содержащий ≈12 % Co [1, 2].

Механические свойства

Для штампов необходимая твердость сталей и сплавов при температуре 20 °С должна составлять 45÷50 *HRC*. В этом случае достигаются достаточная вязкость и необходимая износостойкость [1]. При более низкой твердости возможно смятие рабочих поверхностей инструмента на начальном этапе эксплуатации.

Важнейшим эксплуатационным свойством для данных инструментов является теплостойкость — способность материала сохранять свойства при нагревании, так как горячая пластическая деформация труднообрабатываемых материалов осуществляется при высоких температурах. Теплостойкость штамповых сталей оценивают после нагревания в течение 4 ч, твердость должна составлять 45 [1] или 40 *HRC* [2]. Теплостойкость аустенитных сталей и сплавов оценивается по пределу прочности (текучести) при высоких температурах [1, 2].

Твердостью (см. рис. 3, *а* и табл. 4) и прочностью сплава Х65НВФТ можно управлять, варьируя температуру отпуска, которая должна быть выше температуры эксплуатации инструмента, только в этом случае обеспечивается постоянство свойств сплава, а следовательно, инструмента. Так как инструмент эксплуатируется при высоких температурах, свойства сплава Х65НВФТ исследовали после закалки при температуре 1250÷1270 °С и отпуске при температурах 800 и 900 °С.

Сплав Х65НВФТ и штамповые стали. Изучали изменение твердости сплава Х65НВФТ в зависимости от времени выдержки (рис. 5) при температуре 800 °С, которая превышает теплостойкость штамповых сталей и соответствует теплостойкости (800÷850 °С) безкобальтовых аустенитных сталей и сплавов.

Твердость 45 *HRC* сплав Х65НВФТ приобретает после 11 ч выдержки, т. е. его теплостойкость выше, чем у наиболее теплостойкой стали 2Х6В8М2К8 (см. табл. 4). Зависимость твердости от времени выдержки при температуре 800 °С аппроксимируется логарифмической зависимостью $HRC = 52{,}15 - 3{,}21\ln\tau$ (коэффициент корреляции R^2 = 0,97). Твердость после 4 ч выдержки (время, принятое для определения теплостойкости сталей [1, 2]) при температуре 800 °С составила 48 *HRC*.

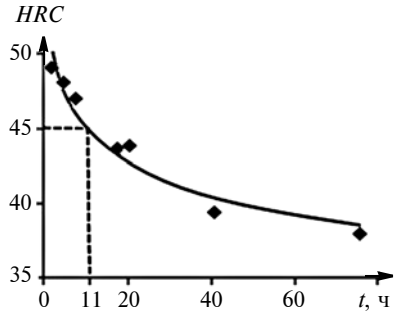


Рис. 5. Зависимость твердости *HRC* сплава Х65НВФТ от времени *t* изотермической выдержки при отпуске ($T_о$ = 800 °С) и закалке в масле ($T_з$ = 1250 °С)

Таким образом, сплав Х65НВФТ обладает значительно более высокой теплостойкостью, чем стали 3Х2В8Ф и 2Х6В8М2К8; при этом твердость, пределы прочности и текучести сплава при нормальной температуре (20 °С) не ниже, чем у этих сталей (табл. 5).

Сплав Х65НВФТ и аустенитные сплавы. Твердость сплава Х65НВФТ при температуре 20 °С выше, чем у аустенитных сплавов (табл. 6).

При высоких температурах (900÷1000 °С) значения $\sigma_в$ и $\sigma_{0,2}$ для сплава Х65НВФТ выше, чем у аустенитных бескобальтовых сплавов. Однако сравнение механических свойств при статических нагрузках не выявляет столь явного преимущества сплава Х65НВФТ перед аустенитными сплавами в отличие от сталей. При температуре 800 °С он уступает сплаву ХН35ВТЮ, а при температурах 800÷1000 °С свойства сплава на основе хрома ниже, чем у кобальтсодержащего сплава (табл. 7).

Для окончательного вывода об эксплуатационных свойствах

Таблица 5

Показатели физико-механических свойств сталей 3Х2В8Ф и 2Х6В8М2К8 [1, 2] и сплава Х65НВФТ

Материал	$T_з$, °С	$T_о$, °С	*HRC*	$\sigma_в/\sigma_{0,2}$, МПа	*KC*, КДж/см^2	δ, %	Теплостойкость, °С, для *HRC*	
							40	45
3Х2В8Ф	1130÷1150 1080÷1100	630÷650 650÷680	44÷470 41÷44	1600/1450	2,0	8	660 650	650 630
2Х6В8М2К8	1180÷1200	670÷690 690÷710	46÷52 44÷48	1750/1450	0,5	2	745	730
Х65НВФТ	1250÷1270	750	55	1250/Н.д.	1,5÷2,0	3	—	—
		800	49	1500/Н.д.		6	800 (48 *HRC* после 4 ч выдержки)	
		900	43	1400/Н.д.		14	—	—

Таблица 6

Твердости сплавов при нормальной температуре

Сплав	ХН35ВТЮ (ЭИ787) [2]	ХН70ВМТЮ [2]	ХН56ВМК10 (ЭП 109) [2]	Х65НВФТ
HRC	35÷38	40÷41	38÷40	43÷49

сплавов на основе никеля и хрома необходимо сравнить их по разгаростойкости.

Сопротивление термоциклированию (разгаростойкость)

Разгаростойкость — комплексная характеристика, которая характеризует сопротивление термической усталости, и определяется по образованию трещин на поверхности инструмента при многократных циклах нагревание—охлаждение.

Одним из факторов, определяющим разгаростойкость, является термическое напряжение $\sigma_{тер}$, возникающее в результате термоциклирования, которое зависит от градиента ΔT температур цикла нагревание—охлаждение [9] и определяется формулой

$$\sigma_{тер} = \pm\alpha E\Delta T/(1 - \mu),$$

где α — термический коэффициент линейного расширения (ТКЛР); E — модуль упругости; μ — коэффициент Пуассона.

Основу штамповых сталей и сплавов для горячего деформирования могут составлять: железо (стали 3Х2В8Ф и 2Х6В8М2К8), железо и никель (сплав ХН35ВТЮ), никель (сплавы ХН70ВМТЮ, ХН56ВМК10). Основа сплава Х65НВФТ — хром.

Преимущество хрома перед железом и никелем очевидно. При одинаковом градиенте ΔT температур цикла термическое напряжение $\sigma_{тер}$, возникающее в хроме, примерно в 2 раза меньше, чем в железе и никеле. При этом хром позиционируется как лучший материал для работы в условиях термоциклирования [10—12]. Это объясняется аномально малыми (меньше, чем у прочих металлов) коэффициентами линейного расширения и Пуассона [10]. Данными свойствами обладают чистые металлы, а не реальные сплавы со сложным многокомпонентным составом. Для твердых растворов ТКЛР меняется аддитивно с точностью 10÷15 % [16], для сплава Х65НВФТ $\alpha = 76 \cdot 10^{-7}$ К$^{-1}$.

Сплав Х65НВФТ и штамповые стали. ТКЛР сплава Х65НВФТ примерно на 30 % меньше, чем у сталей 3Х2В8Ф ($103 \cdot 10^{-7}$ К$^{-1}$) и 2Х6В8М2К8 ($97 \cdot 10^{-7}$ К$^{-1}$) [1]. Это обеспечивает снижение $\sigma_{тер}$ на 35 % по сравнению со сталями при равных ΔT и является дополнительным фактором, определяющим преимущества сплава Х65НВФТ перед сталями. Следует также отметить, что пластичность [20] и ударная вязкость, характеризующие сопротивление разгару штамповых сталей [1], у сплава Х65НВФТ не ниже, чем у рассматриваемых сталей (см. табл. 7).

Таким образом, более высокие разгаростойкость и механические свойства гарантированно обеспечивают преимущество сплава на основе хрома перед штамповыми сталями с высокой теплостойкостью.

Сплав Х65НВФТ и аустенитные сплавы. Кристаллическая решетка сплавов — ГЦК, ее удельный объем меньше, чем решетки ОЦК, для нее характерно более интенсивное расширение при нагревании [16]. Так, при $\alpha \to \gamma$ превращении ТКЛР железа возрастает более, чем в 1,5 раза: для феррита (Fe_α) ТКЛР составляет $\alpha = 14{,}5 \cdot 10^{-6}$ К$^{-1}$, для аустенита (Fe_γ) — до $23 \cdot 10^{-6}$ К$^{-1}$ [16].

Для аустеннитных сплавов $\alpha = (18 \div 20) \cdot 10^{-6}$ К$^{-1}$ [1], т. е. практически такой же, как и для Fe_γ. Это означает, что при равном значении ΔT напряжение $\sigma_{тер}$ примерно в 2,5 раза больше для аустенитных сплавов, чем для сплава Х65НВФТ.

Сопротивление разгару зависит не только от ТКЛР, но и от других теплофизических свойств: теплоемкости, температуропроводности и теплопроводности.

Удельные теплоемкости (отношение молярной теплоемкости к атомной массе) хрома и никеля при температуре 300 К, т. е. при температуре ≈25 °С, мало от-

Таблица 7

Показатели механических свойств аустенитных сплавов [9, 10] и сплава Х65НВФТ при высоких температурах

Сплав	*T*, °С	$\sigma_в$, МПа	$\sigma_{0,2}$, МПа	δ, %
ХН35ВТЮ	800 900 1000	700 240 —	620 200 —	55 — —
ХН70ВМТЮ	800 900 1000	560 295 78	490 270 69	19 70 80
ХН56ВМК10	800 900 1000	950 700 400	750 540 300	5 6 9
Х65НВФТ	800 900 1000	620 420 280	520 340 220	15 17 32

Таблица 8

Показатели теплофизических свойств сплавов системы Ni—Cr [15]

Соотношение Cr:Ni	Теплопроводность, Вт/(м · К), при температуре, К		β, 10^{-6} м^2/с, при температуре, К		
	800	1000	850	900	1000
65:35 (аналог Х65НВФТ)	28,4	32,9	7,75	7,90	8,0
20:80 (аналог ХН77ТЮР)	22,5	27,5	5,65	5,65	5,8

личаются: 0,46 и 0,44 кДж/(кг · К) [13, 14]. Это объясняется тем, что молярная теплоемкость металлов практически одинаковая для всех металлов (закон Дюлонга—Пти), разница составляет не более 10 % [12], атомные массы никеля и хрома соответственно 58,69 и 52,01, т. е. отличие небольшое.

При температуре 20 °С теплопроводности хрома и никеля составляют соответственно 93,9 и 90,9 Вт/(м · К), а коэффициенты β составляют $23{,}6 \cdot 10^{-6}$ и $23{,}21 \cdot 10^{-6}$ м^2/с [13, 14], т. е. мало отличаются (менее 2 %), следовательно, этими свойствами сплавы на основе никеля и хрома отличаются незначительно.

Преимущества сплава Х65НВФТ проявляются при высоких температурах. Теплопроводность и температуропроводность сплава на основе хрома примерно на 30 % больше, чем сплава на основе никеля (табл. 8). Это обеспечивает лучший отвод теплоты и более равномерное распределение температуры по объему инструмента при эксплуатации, т. е. температурный градиент ΔT меньше, а следовательно, меньше термическое напряжение $\sigma_{тер}$ при термоциклировании.

Трещины разгара могут возникать вследствие взаимодействия поверхностного слоя инструмента с обрабатываемым материалом или окружающей средой. Это малозначимо при работе штампов, но опасно для форм жидкого или полужидкого литья [19, 20]. В поверхностных слоях формы могут возникать хрупкие соединения — очаги трещин. Сплавы на основе хрома, обладающие высокой коррозионной стойкостью и жаростойкостью, имеют существенное преимущество при высоких температурах перед никелевыми сплавами. Скорость окисления никелевых сплавов практически в 2 раза больше, чем сплава Х65НВФТ [17, 21, 22].

Таким образом, исследована возможность использования жаропрочного сплава Х65НВФТ на основе хрома, применяемого в настоящее время в космической технике для изготовления формообразующего инструмента, эксплуатируемого при высоких температурах: штампов горячей деформации труднообрабатываемых материалов, пресс-форм литья под давлением и тиксоформовки.

Определены преимущества сплава Х65НВФТ перед сталями высокой теплостойкости 3Х2В8Ф и 2Х6В8М2К8 по механическим свойствам и разгаростойкости. Основное преимущество сплава Х65НВФТ перед аустенитными сплавами заключается в высоком сопротивлении разгару в условиях термоциклирования. Высокое сопротивление термоциклическим нагрузкам сплава Х65НВФТ объясняется уникальными теплофизическими и механическими свойствами основы сплава — хрома: малыми коэффициентами термического расширения и Пуассона.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Геллер Ю. А.** Инструментальные стали. М.: Металлургия, 1983. 526 с.
2. **Позняк Л. А., Скрынченко Ю. М., Тишаев С. И.** Штамповые стали. М.: Металлургия, 1980. 243 с.
3. **Бутрим В. Н.** Технологические аспекты повышения свойств и качества полуфабрикатов из сплавов на основе хрома для изделий космической техники // Технология легких сплавов. 2015. № 2. С. 95—104.
4. **Адаскин А. М., Бутрим В. Н., Сапронов И. Ю.** Фазовые превращения, структура и свойства сплава Х65НВФТ на основе хрома // Металлофизика и новейшие технологии. 2013. Т. 35. № 11. С. 1475—1486.
5. **Диаграммы** состояния двойных металлических систем. Справочник / Под ред. Н. П. Лякишева. М.: Машиностроение, Т. 2. 1023 с.
6. **Диаграммы** состояния металлических систем 1997—1998. Вып. XLI. Приложение "Металловедение и термическая обработка". М.: 1999. С. 71—72.
7. **Адаскин А. М.** Инструментальные материалы в машиностроении. М.: Форум, 2015. 319 с.
8. **Исследование** структурного состояния и механических свойств двухфазного хромоникелевого сплава // Г. В. Карсанов, Г. Г. Курдюмова, Ю. В. Мильман и др. // Физика и химия материалов. 1971. № 3. С. 61—74.
9. **Химушин Ф. Ф.** Жаропрочные стали и сплавы. М.: Металлургия, 1969. 752 с.
10. **Свойства** элементов. Справочник / Под общ. ред. М. Е. Дрица. М.: Металлургия, 1983. 671 с.
11. **Справочник** по редким металлам / Пер. с англ.; под ред. В. Е. Плющева. М.: Мир, 1965 922 с.
12. **Симс Ч., Хагель В.** Жаропрочные сплавы. М.: Металлургия, 1976. 566 с.
13. **Советский** энциклопедический словарь / Под ред. А. М. Прохоров. М.: Советская энциклопедия, 1990. 1631 с.
14. **Химическая** энциклопедия / Под ред. Н. С. Зефирова. М.: БРЭ, 1999. Т. 5. 308 с.
15. **Зиновьев В. Е.** Теплофизические свойства металлов при высоких температурах. М.: Металлургия, 1989. 384 с.
16. **Лифшиц Б. Г., Крапошин В. С., Линецкий Я. Л.** Физические свойства металлов и сплавов. М.: Металлургия. 1980. 320 с.
17. **Влияние** режима термической обработки на жаростойкость сплава на основе хрома при высокотемпературном окислении на воздухе / А. М. Адаскин, В. Н. Бутрим, В. С. Кубаткин и др. // Вопросы материаловедения. 2016. № 4 (88). С. 18—28.
18. **Адаскин А. М., Сапронов И. Ю.** Корреляционная связь макро- и микротвердости материалов // СТИН. 2019. № 1. С. 34—40.
19. **Влияние** структуры на жаростойкость жаропрочного сплава на основе хрома / А. М. Адаскин, В. С. Кубаткин, В. Н. Бутрим и др. // Вестник МГТУ "Станкин", 2014. № 4 (31). С. 80—84.
20. **Влияние** структуры и температуры испытаний на виды изломов жаропрочного сплава / А. М. Адаскин, В. С. Кубаткин, В. Н. Бутрим и др. // Вестник МГТУ "Станкин", 2016. № 4 (39). С. 57—62.

УДК 621.777.04

Н. В. КОРОБОВА, д-р техн. наук, А. Ж. БАДАЛЯН, канд. техн. наук, А. М. ДМИТРИЕВ, д-р техн. наук (МГТУ "СТАНКИН"), e-mail: mt-6@yandex.ru

Сокращение расчетов и числа измерений при исследовании деформаций заготовок по искажениям координатных сеток

Рассмотрено развитие метода анализа деформаций заготовок по искажениям нанесенных сеток с использованием построения полиномиальной математической модели на основании многофакторного эксперимента. Исследования направлены на получение математической модели для сокращения числа измеряемых ячеек координатной сетки и расширения области описания результатов в форме, удобной для компьютерного анализа.

Ключевые слова: холодное выдавливание, заготовка, алюминий, порошковый спеченный материал, распределение, интенсивность, деформация.

The development of a method for analyzing the deformations of billets by distortion of the applied grids using the construction of a polynomial mathematical model based on a multivariate experiment is considered. Studies are aimed at obtaining a mathematical model to reduce the number of measured cells in the coordinate grid and expand the field of describing the results in a form convenient for computer analysis.

Keywords: cold extrusion, billet, aluminum, sintered powder material, distribution, intensity, deformation.

В МГТУ "СТАНКИН" на кафедре "Системы пластического деформирования" ведутся работы по исследованию операций обработки материалов давлением [1—7] и совершенствованию методов анализа напряжений и деформаций, возникающих при формоизменении заготовок [8—12]. При всем многообразии технологических процессов для обработки давлением [13, 14] на предприятиях, где изделия принимаются с гарантией качества, как правило, используют традиционные методы обработки.

Рассмотрим развитие метода определения напряжений и деформаций, основанного на анализе информации об искажении сеток, нанесенных в плоскости разъема составных образцов, при монотонной конечной пластической деформации [15], который подробно описан в работах [16, 17].

Исследуем деформацию заготовок при формоизменении в условиях простого нагружения, при котором направление главных осей в течение всего процесса формоизменения совпадает с направлениями одних и тех же волокон материала заготовки, соотношение приращений главных компонентов деформаций остается неизменным, а путь деформации является прямой линией.

Будем исследовать формоизменение цилиндрической заготовки при обратном выдавливании детали типа "стакан". Так как деформированное состояние осесимметричное и исследуется начальный этап выдавливания, при котором можно измерить искажение исходной сетки, нанесенной на меридиональный разрез заготовки до ее деформирования, то можно предположить, что условие простого нагружения соблюдается.

Исследование направлено на подтверждение правомерности условий простого нагружения заготовки и возможности сокращения числа измерений искаженной сетки, т. е. измерять искажения не всех ячеек сетки. Для этого использовали метод многофакторного эксперимента, при котором число опытов, а следовательно, и измерений определяет число членов заданной в начале исследования полиномиальной математической модели [18]. Число членов зависит от показателей степени, в которой факторы входят в заданную математическую модель, а не от числа ячеек сетки, нанесенной на меридиональный разрез заготовки. Такое сокращение целесообразно, так как исследования деформаций по искажениям сетки весьма трудоемкие.

При задании уравнения регрессии в качестве фактора выбрали два разных по физическим свойствам материала: алюминиевый сплав АВ, уплотненный формованием в закрытой матрице, и спеченный в печи в защитной среде железный порошок ПЖВ4.160.28. Порошковая заготовка имеет остаточную пористость ≈15 %. Также исследовали, насколько пористость материала заготовки влияет на распределение деформаций при выдавливании детали типа стакан.

Из алюминиевого сплава АВ выдавливали разрезные цилиндрические образцы с начальными высотой и диаметром, равными 30 мм, а также получали образцы формованием и спеканием из железного порошка ПЖВ4.160.28. Диаметр полости матрицы составлял 30 мм, диаметр пуансона — 20 мм. На меридиональные сечения образцов наносили сетку с шагом 1,5 мм.

Согласно методу П. О. Пашкова исходная квадратная ячейка сетки в результате деформации становится параллелограммом (рис. 1). Начало системы координат XY, в которой рассчитывают деформации, находится в точке O — центр ячейки.

Параметры искажения ячейки: стороны параллелограмма $2a_1$ и $2b_1$ и угол δ_1 между ними. Поворот относительно фиксированной плоскости координат характеризуют углы α_1 и β_1, при этом $\delta_1 = \pi/2 - (\alpha_1 + \beta_1)$.

Длина l_1 и угол φ_1, определяющий направление отрезка M_1N_1, который до деформации имеет

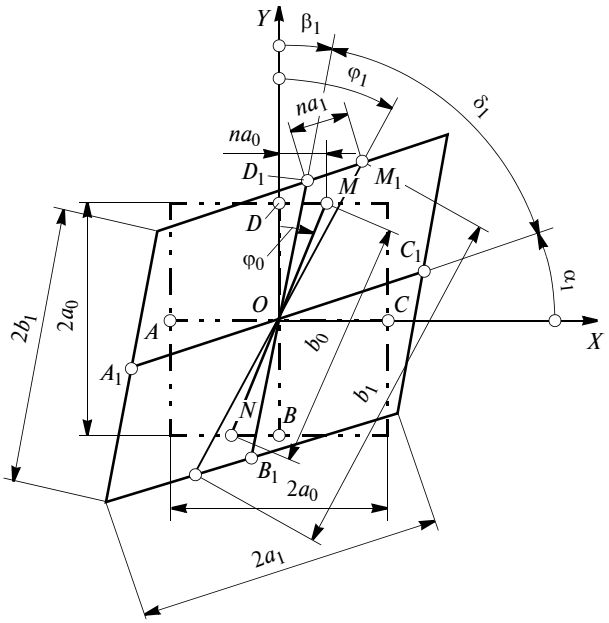


Рис. 1. Схема преобразования исходной квадратной ячейки делительной сетки в параллелограмм

длину L_0, а его направление определяет параметр $n = \mathrm{tg}\varphi_0$ постоянного значения по условию однородности деформации, используем для определения деформации удлинения этого отрезка.

Определяем деформации:

$$\varepsilon_{\varphi_1} = \frac{1}{2}\ln\frac{b_1^2 + n^2 a_1^2 + 2na_1 b_1 \cos\delta_1}{(1+n^2)a_0^2}, \qquad (1)$$

тогда

$$\varphi_1 = \mathrm{arctg}\frac{b_1 \sin\beta_1 + n\alpha_1 \cos\alpha_1}{b_1 \cos\beta_1 + n\alpha_1 \sin\alpha_1}. \qquad (2)$$

Значения параметра n, определяющие направления главных осей деформации, находим из условия их экстремума:

$$n_{1,2} = \frac{a_1^2 - b_1^2 \pm \sqrt{(a_1^2 - b_1^2)^2 + 4a_1 b_1 \cos^2\delta_1}}{2a_1 b_1 \cos\delta_1}.$$

Перед радикалом знак плюс соответствует n_1, а минус соответствует n_2.

Подставив значения n_1 и n_2 в уравнение (1), получим:

$$\varepsilon_{1,2} = \ln\frac{a_1^2 + b_1^2 \pm \sqrt{(a_1^2 + b_1^2)^2 - 4a_1^2 b_1^2 \sin^2\delta_1}}{2a_0^2}.$$

Интенсивность деформации определяем по формуле

$$\varepsilon_i = \frac{2}{\sqrt{3}}\sqrt{\varepsilon_1^2 + \varepsilon_2^2 + \varepsilon_1\varepsilon_2}.$$

Исследуем распределение интенсивности деформации в заготовке в зависимости от факторов: материала заготовки (фактор X_1); глубины внедрения пуансона, отнесенной к его диаметру (X_2); исходной координаты по горизонтали точки на меридиональном сечении заготовки, отнесенной к диаметру заготовки (X_3); исходной координаты точки по вертикали, отнесенной к диаметру заготовки (X_4). Центр координат располагается на оси заготовки на верхнем ее торце (рис. 2). Эксперимент состоит из 16 опытов, нумерация и сочетания значений вышеперечисленных факторов в опытах приведены в табл. 1.

На рис. 2, *а*, *б* на половинах меридиональных сечений заготовок до их деформации, расположенных слева от продольных осей заготовок, очерчены контрольные ячейки с координатами, совпадающими со значениями, указанными в столбцах факторов X_3 и X_4 (см. табл. 1).

В контрольных ячейках указаны номера соответствующих опытов, по результатам которых будем определять интенсивности деформаций в ячейках. В эксперименте использовали четыре составных образца: два из сплава АВ и два из спеченных заготовок из порошка ПЖ4.160.28. Общее число опытов 16, так как кроме материала заготовки и глубины внедрения пуансона варьировали координаты ячеек. Поэтому число образцов меньше числа опытов. На каждом разрезном образце измеряли только четыре ячейки.

На рис. 2 и 3 показаны координаты контрольных ячеек на диаметральных сечениях разрезных цилиндрических заготовок из сплава АВ и порошка ПЖ4.160.28 соответственно до и после выдавливания полостей глубиной 25 и 50 % относительно диаметра пуансона.

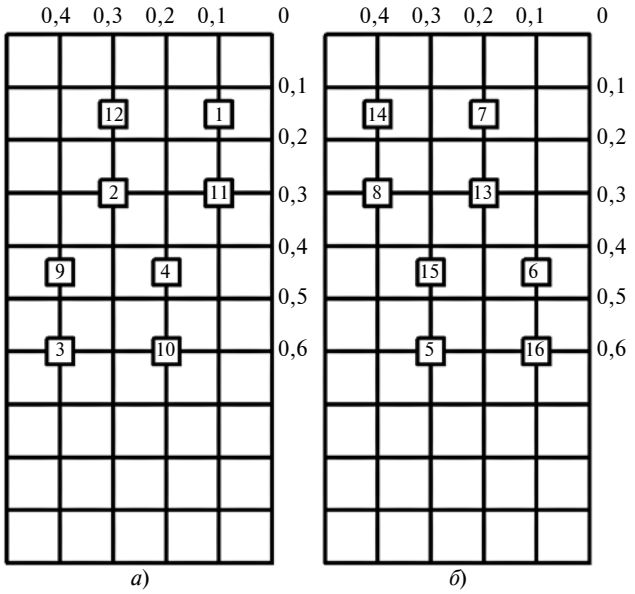


Рис. 2. Координаты контрольных ячеек на диаметральных сечениях разрезных цилиндрических заготовок из сплава АВ и порошка ПЖ4.160.28 до выдавливания полостей глубиной 25 (*а*) и 50 % (*б*) от диаметра пуансона

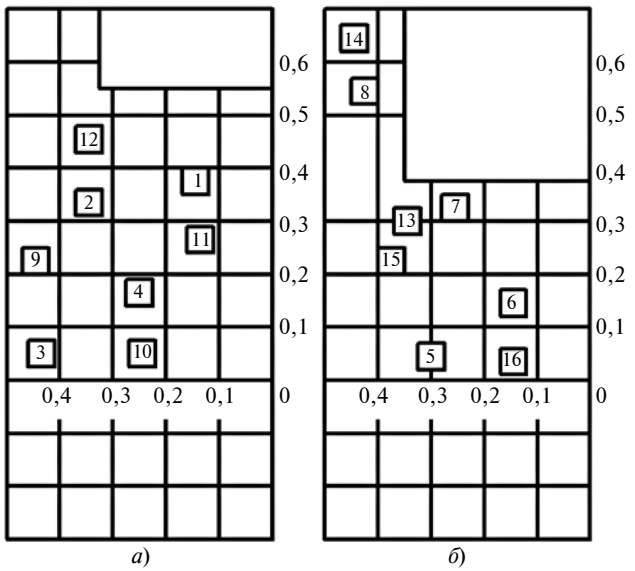


Рис. 3. Координаты контрольных ячеек (см. рис. 2) на диаметральных сечениях разрезных цилиндрических заготовок из сплава АВ и порошка ПЖ4.160.28 после выдавливания полостей глубиной 25 (*а*) и 50 % (*б*) от диаметра пуансона

Предлагаемый метод отличается от традиционных методов тем, что внедрение пуансона на 0,5 его диаметра происходит не за два этапа (по 0,25), а непрерывно.

Принята математическая модель:

$$y = b_0 + \sum_{i=1}^{4} b_i X_i + \sum_{i=3}^{4} b_{ii} X_i^2 + \sum_{i=3}^{4} b_{iii} X_i^3, \qquad (3)$$

коэффициенты которой определяли экспериментально.

Экспериментальные данные переведены в кодированный вид (табл. 2).

Модель (3) в кодированных обозначениях факторов имеет вид:

$$y = b_0 + \sum_{i=1}^{4} b_i x_i + \sum_{i=3}^{4} b_{ii} z_i + \sum_{i=3}^{4} b_{iii} q_i, \qquad (4)$$

где x_i — линейная функция от X_i; z_i — квадратичная функция от X_i; q_i — кубическая функция от X_i.

Формулы для перевода натуральных значений факторов в кодированные:

$$\left.\begin{aligned} &x_1 = 2(X_1 - 0{,}5); \quad x_2 = 8(X_2 - 3{,}75); \\ &x_3 = 6{,}66(X_3 - 0{,}25); \quad x_4 = 4(X_4 - 0{,}375); \\ &z_3 = x_3^2 - 0{,}555; \quad z_4 = 1{,}11(x_4^2 - 0{,}45); \\ &q_3 = x_3^3 - 0{,}911; \quad q_4 = 1{,}11(x_4^3 - 0{,}738), \end{aligned}\right\} \qquad (5)$$

определены из условия получения ортогональной матрицы плана эксперимента (см. табл. 2).

Таблица 1

Матрица плана эксперимента $2^2 \times 4^2$ // 16 в натуральном виде

Номер эксперимента	X_1	X_2	X_3	X_4	Номер эксперимента	X_1	X_2	X_3	X_4
1	АВ	0,25	0,1	0,15	9	АВ	0,25	0,4	0,45
2	ПЖВ4.160.28	0,25	0,3	0,30	10	ПЖВ4.160.28	0,25	0,2	0,60
3	АВ	0,25	0,4	0,60	11	АВ	0,25	0,1	0,30
4	ПЖВ4.160.28	0,25	0,2	0,45	12	ПЖВ4.160.28	0,25	0,3	0,15
5	АВ	0,50	0,3	0,60	13	АВ	0,50	0,2	0,30
6	ПЖВ4.160.28	0,50	0,1	0,45	14	ПЖВ4.160.28	0,50	0,4	0,15
7	АВ	0,50	0,2	0,15	15	АВ	0,50	0,3	0,45
8	ПЖВ4.160.28	0,50	0,4	0,30	16	ПЖВ4.160.28	0,50	0,1	0,60

Таблица 2

Матрица плана эксперимента в кодированном виде

Номер эксперимента	x_1	x_2	x_3	x_4	z_3	z_4	q_3	q_4
1	−1	−1	−1	0	0,445	0,4	−0,089	−0,072
2	1	−1	0,333	0,3	−0,445	−0,4	−0,266	0,216
3	−1	−1	1	0,9	0,445	0,4	0,089	0,072
4	1	−1	−0,333	−0,3	−0,445	−0,4	0,266	−0,216
5	−1	1	0,333	0,9	−0,445	0,4	−0,266	0,072
6	1	1	−1	−0,3	0,445	−0,4	−0,089	−0,216
7	−1	1	−0,333	−0,9	−0,445	0,4	0,266	−0,072
8	1	1	1	0,3	0,445	−0,4	0,089	0,216
9	−1	−1	1	0,3	0,445	−0,4	0,089	−0,216
10	1	−1	−0,333	0,9	−0,445	0,4	0,266	0,072
11	−1	−1	−1	−0,3	0,445	−0,4	−0,089	0,216
12	1	−1	0,333	−0,9	−0,445	0,4	−0,266	−0,072
13	−1	1	−0,333	−0,3	−0,445	−0,4	0,266	0,216
14	1	1	1	−0,9	0,445	0,4	0,089	−0,072
15	−1	1	0,333	0,3	−0,445	−0,4	−0,266	−0,216
16	1	1	−1	0,9	0,445	0,4	−0,089	0,072

Таблица 3

Расчетные и экспериментальные координаты *r*, *z* контрольных ячеек и интенсивности ε_i деформаций в ячейках

Номер эксперимента	Координаты точек после выдавливания				$\varepsilon_{iэ}$	$\varepsilon_{iр}$
	$r_э$	$r_р$	$z_э$	$z_р$		
1	0,12	0,13	0,39	0,36	1,24	1,23
2	0,32	0,33	0,32	0,37	1,18	1,16
3	0,41	0,40	0,06	0,10	0,38	0,46
4	0,22	0,24	0,16	0,14	0,92	0,95
5	0,31	0,33	0,07	0,06	1,30	1,23
6	0,14	0,13	0,11	0,16	1,36	1,34
7	0,29	0,29	0,31	0,39	1,80	1,64
8	0,44	0,45	0,44	0,45	1,35	1,19
9	0,42	0,42	0,21	0,22	0,94	0,81
10	0,21	0,21	0,05	0,01	0,59	0,61
11	0,12	0,13	0,29	0,26	1,22	1,28
12	0,35	0,33	0,46	0,47	1,13	1,10
13	0,32	0,30	0,30	0,28	1,58	1,69
14	0,43	0,44	0,62	0,55	0,94	1,14
15	0,36	0,36	0,23	0,18	1,44	1,56
16	0,11	0,10	0,03	0,04	1,03	0,99

Так как матрица плана эксперимента в кодированном виде ортогональная, то коэффициенты модели (2) рассчитываем по формуле

$$b_i = \frac{\sum\limits_{u=1}^{N} x_{iu} y_u}{\sum\limits_{u=1}^{N} x_{iu}^2}, \quad i = 0, 1, 2, ..., k, \qquad (6)$$

где i — номер фактора; x_{iu} — значение i-го фактора в строке матрицы плана с номером u; y — значение выходного параметра в строке матрицы плана с номером u.

Результаты исследования

На рис. 3, *а*, *б* приведены координаты контрольных ячеек (см. рис. 2, *а*, *б*) на диаметральных сечениях разрезных цилиндрических заготовок из сплава АВ и порошка ПЖ4.160.28 после выдавливания полостей глубиной 25 и 50 % относительно диаметра пуансона на половине меридионального сечения, расположенной слева от продольной оси заготовки.

В табл. 3 приведены координаты *r* и *z* центральных точек контрольных ячеек после выдавливания и рассчитанные по приведенной выше методике интенсивности ε_i деформаций в ячейках.

Используя формулу (6), рассчитали коэффициенты модели (4), записанные в кодированном виде.

Получили следующие математические модели для координат точек после выдавливания и интенсивности деформаций в ячейках:

$$y_r = 0{,}286 - 0{,}008x_1 + 0{,}014x_2 + 0{,}148x_3 - 0{,}019x_4 - 0{,}012z_3 - 0{,}007z_4 + 0{,}01q_3 + 0{,}001q_4; \qquad (7)$$

$$y_z = 0{,}253 + 0{,}021x_1 + 0{,}011x_2 + 0{,}067x_3 - 0{,}201x_4 + 0{,}015z_3 - 0{,}005z_4 - 0{,}011q_3 + 0{,}015q_4; \qquad (8)$$

$$y_{\varepsilon_i} = 1{,}15 - 0{,}088x_1 + 0{,}2x_2 - 0{,}134x_3 - 0{,}229x_4 - 0{,}093z_3 - 0{,}099z_4 - 0{,}064q_3 + 0{,}008q_4. \qquad (9)$$

Подставив в модели (7)—(9) формулы (5), получили аналитические выражения:

$$r = -0{,}245 - 0{,}016X_1 + 0{,}112X_2 + 3{,}684X_3 + 0{,}273X_4 - 9{,}589X_3^2 - 0{,}683X_4^2 + 11{,}19X_3^3 + 0{,}332X_4^3; \qquad (10)$$

$$z = 0{,}648 + 0{,}042X_1 + 0{,}088X_2 - 3{,}249X_3 + 1{,}142X_4 + 10{,}727X_3^2 - 5{,}817X_4^2 - 12{,}309X_3^3 + 4{,}973X_4^3; \qquad (11)$$

$$\varepsilon_i = 0{,}942 - 0{,}175X_1 + 1{,}6X_2 - 8{,}213X_3 + 3{,}268X_4 + 44{,}443X_3^2 - 7{,}369X_4^2 - 71{,}616X_3^3 + 2{,}652X_4^3. \qquad (12)$$

Измеренные после выдавливания образцов и рассчитанные по моделям (10) и (11) координаты контрольных ячеек, а также рассчитанные по приведенной выше методике и по модели (12) интенсивности деформаций в ячейках приведены в табл. 3.

Далее рассчитали перемещения контрольных точек в направлении координат *r* и *z* (табл. 4).

В табл. 4 в строке "Путь" приведены значения гипотенузы, посчитанные для треугольника, катетами которого являются Δr и Δz, а также значения ε_i, соответствующие каждому из опытов для предварительного установления связи пройденного частицей пути с интенсивностью деформации в окружающем эту частицу элементарном объеме.

Используя статистические методы, рассчитали коэффициенты парной корреляции между путем, пройденным частицей, и интенсивностью деформации. Разные методы оценки коэффициента парной корреляции показали, что он не превышает 2. При данном значении коэффициента парной кор-

Таблица 4

Перемещения контрольных точек на заготовках после выдавливания полостей

Номер эксперимента	Δr	Δz	Путь	ε_i	Номер эксперимента	Δr	Δz	Путь	ε_i
1	0,02	0,16	0,1610	1,24	9	0,02	−0,04	0,045	0,94
2	0,02	0,08	0,0825	1,18	10	0,01	0,05	0,051	0,59
3	0,01	0,04	0,0410	0,38	11	0,02	0,11	0,112	1,22
4	0,02	0,09	0,0920	0,92	12	0,05	0,09	0,103	1,13
5	0,01	0,03	0,0320	1,30	13	0,02	0,1	0,102	1,58
6	0,04	0,14	0,1460	1,36	14	0,04	−0,07	0,081	0,94
7	0,09	0,24	0,2560	1,80	15	0,06	0,02	0,063	1,44
8	0,04	−0,04	0,0565	1,35	16	0,01	0,07	0,071	1,03

реляции утверждение о наличии статистически установленной связи пройденного элементарным объемом деформируемого тела пути с накопленной в нем деформации не обосновано.

Таким образом, методы планирования многофакторных экспериментов позволяют уменьшить число измерений и объем расчетов при использовании метода координатных сеток для установления распределения интенсивности деформаций в заготовке и установить зависимость интенсивности деформации от непрерывного внедрения в заготовку деформирующего пуансона, материала заготовки и других факторов.

Получены математические модели для расчета переменных по значениям факторов, отличающихся от значений, которые факторы принимали в процессе эксперимента.

Полученные математические модели могут иметь практическое применение на производствах.

Таким образом, попытка описать интенсивности деформаций в элементарных объемах контрольных ячеек сеток линейными моделями в зависимости от их перемещений не дала положительных результатов. Это можно объяснить разными физическими свойствами использованных в эксперименте заготовок, что не соответствует монотонности конечной пластической деформации, которая является основополагающей при исследовании деформаций наложением сеток [15].

Основной задачей исследования с использованием заготовок из сжимаемых и несжимаемых материалов была оценка ошибки при применении кинематики течения на основании постоянства объема для расчетов деформирований спеченных заготовок из железного порошка. На заключительном этапе штамповки данных заготовок их средняя остаточная пористость составляет лишь несколько процентов. Для несжимаемых материалов существует множество методов определения интенсивности деформации, для сжимаемых материалов их нет. Поэтому предпринята попытка применить имеющиеся методы с обоснованием их правомерности и к деформации сжимаемых материалов.

Из выражения (12) видно, что сжимаемость заготовки вносит погрешность в интенсивность деформации не более 17,5 %. Это происходит на начальном этапе выдавливания, при котором можно измерить искажения сетки. Остаточная пористость заготовки на начальном этапе выдавливания ≈15 %. На заключительном этапе сжимаемость заготовки вносит значительно меньшую погрешность в расчет интенсивности деформаций, чем на начальном этапе, так как существенно снижается пористость заготовки.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Практическое** использование изменения механических характеристик конструкционных углеродистых сталей при холодной объемной штамповке / А. М. Дмитриев, Ф. В. Гречников, Н. В. Коробова, Н. С. Толмачев // Вестник МГТУ "Станкин". 2014. № 4 (31). С. 41—44.

2. **Создание** рациональной преимущественной ориентировки зерен в формованных со сдвигами слоев порошковых заготовках / А. М. Дмитриев, Ф. В. Гречников, Н. В. Коробова, А. Ю. Аксененко // Вестник МГТУ "Станкин". 2015. № 1 (32). С. 13—20.

3. **Сосенушкин Е. Н.** Развитие систем пластического деформирования // Вестник МГТУ "Станкин". 2010. № 1 (9). С. 30—38.

4. **Дмитриев А. М., Коробова Н. В., Толмачев Н. С.** Экспериментальная проверка результатов компьютерного моделирования напряжений на элементе деформирующего инструмента // Вестник МГТУ "Станкин". 2014. № 2 (29). С. 44—49.

5. **Дмитриев А. М., Коробова Н. В., Петров М. Д.** Разработка технологии производства корпуса гидроцилиндра из железного порошка // Вестник МГТУ "Станкин". 2014. № 1 (28). С. 54—58.

6. **Сосенушкин Е. Н., Овечкин Л. М., Сосенушкин А. Е.** Совершенствование процессов интенсивной пластической деформации // Вестник МГТУ "Станкин". 2012. № 1 (18). С. 22—25.

7. **Влияние** обработки давлением на микроструктуру и качество изделий из высокопрочного чугуна / Е. Н. Сосенушкин, А. С. Пономарев, А. Э. Артес, В. Н. Климов // Вестник МГТУ "Станкин". 2011. № 3(15). С. 115—120.

8. **The development** of solving techniques of manufacturing high-density powder blanks / S. N. Grigoriev, A. M. Dmitriev, N. V. Korobova // Journal of Machinery Manufacture and Reliability. 2016. Vol. 45. N. 1. P. 44—50.

9. **Dmitriev A. M., Korobova N. V.** Expanding of Application of Cold Die Forging by Inducing Active Contact Friction Forces // Journal of Friction and Wear. 2013. Vol. 34. P. 232—237.

10. **Dmitriev A. M., Korobova N. V.** Analysis of a Method of Intense Plastic Deformation and Its Application to Molding of Iron Powder Billets // Metal Science and Heat Treatment. Vol. 57. N. 9, 10. 2016. P. 570—575.

11. **Dmitriev A. M., Korobova N. V., Yakubovskaya I. A.** Increasing Punch Life in Cold Cup Extrusion with Active Friction // Russian Engineering Research. 2015. Vol. 35. N. 12. P. 896—901.

12. **Dmitriev A. M., Korobova N. V., Grechnikov F. V.** Intensification of compaction and hardening of iron powder parts and powder steels at a stage of cold molding before sintering // Applied Mechanics and Materials. 2015. V. 799, 800. P. 307—311.

13. **A study** of quality of performs from iron-base powders by forming combined with sintering by electric current pulses / A. M. Dmitriev, S. N. Grigoriev, N. V. Korobova, V. P. Stupnikov // Metal Science and Heat Treatment. 2012. Vol. 54. N. 1, 2. Vol. 54. P. 17—21.

14. **Ударное** нагружение и разрушение твердых тел: обзор и новая теория / В. Л. Колмогоров, У. Джонсон, С. Р. Рид, Г. Г. Корбет; под ред. В. Л. Колмогорова. Екатеринбург: УрО РАН, 2006. 321 с.

15. **Прикладная** теория пластичности: учебное пособие / К. М. Иванов, Н. И. Нестеров, Д. В. Усманов и др.; под ред. К. М. Иванова. СПб.: Политехника, 2009. 375 с.

16. **Ренне И. П.** Теоретические основы экспериментальных методов исследования деформаций методом сеток в процессах обработки металлов давлением. Тула: Тульский политехнический ин-т, 1979. 96 с.

17. **Смирнов-Аляев Г. А.** Сопротивление материалов пластическому деформированию. Л.: Машиностроение, 1978. 368 с.

18. **Дмитриев А. М., Гречников Ф. В., Коробова Н. М.** Специализированное штамповочное оборудование и выбор его технологических параметров. Самара: Самарский науч. центр РАН, 2016. 334 с.

УДК 539.4.016.2

А. М. ИВАНОВ, канд. техн. наук (Институт физико-технических проблем Севера им. В. П. Ларионова СО РАН, г. Якутск),
e-mail: a.m.ivanov@iptpn.ysn.ru

Разрушение низколегированной стали, подвергнутой интенсивной пластической деформации, при низкой температуре[1]

На примере образцов Шарпи из стали 09Г2С рассматриваются ударная вязкость и механизм разрушения низколегированной стали в исходном состоянии и после равноканального углового прессования при ударном изгибе в диапазоне температур 293÷213 К.

Ключевые слова: равноканальное угловое прессование, сталь, ударная вязкость, фрактография, излом образца, механизм разрушения.

On the example of Charpy specimens from 09Г2С steel, the impact strength and the mechanism of fracture of low-alloyed steel in the initial state and after equal-channel angular pressing during impact bending in the temperature range of 293÷213 K are considered.

Keywords: equal-channel angular pressing, steel, impact strength, fractography, specimen fracture, fracture mechanism.

Схема "разработка технологии — создание материала — изготовление изделия" включает в себя изучение физико-механических свойств и других характеристик получаемых материалов.

В повышении прочности металлических материалов большое значение имеют методы интенсивной пластической деформации (ИПД), в том числе равноканальное угловое прессование (РКУП) [1—6]. Для конструкционных сталей кроме повышения прочности очень важна их хладостойкость, особенно для материалов с ультрамелкозернистой (УМЗ) структурой. Влияние ИПД на хладостойкость металлических материалов неоднозначно. Так, в ряде работ отмечается снижение хладостойкости в результате измельчения зерна материала, а в некоторых случаях — ее повышение. Поэтому изучение влияния ИПД на механизм разрушения материалов является актуальной научно-технической задачей.

В работе [7] показана возможность повышения прочности и хладостойкости стали 09Г2С путем создания субмикрокристаллической (СМК) структуры. Увеличение энергоемкости разрушения стали 09Г2С, подвергнутой РКУП при числе проходов $n = 8$ и температуре $T = 823$ К, при температуре испытания 233 К обусловлено увеличением рельефности излома и сменой микромеханизма разрушения — с квазискола на вязкое ямочное разрушение. Повышение прочности, снижение ударной вязкости и увеличение критической температуры хрупкости для стали 06МБФ с СМК-структурой отмечается в работе [8]. Установлено уменьшение ударной вязкости и работы зарождения трещины при разрушении образцов из стали с СМК-структурой по сравнению с исходной структурой. Авторы работ [9—11] исследовали механизм разрушения образцов из сталей при ударном изгибе. В работах [9, 10] показано, что формирование СМК-структуры не изменяет порог хладноломкости, но сужает интервал вязко-хрупкого перехода, в котором сталь 10 в исходном состоянии разрушается вязко-хрупко (микроскол и ямочный микрорельеф), а после РКУП — с образованием вязких гребней и ступенек (четыре прохода РКУП) или малорельефных вытянутых участков (шесть проходов РКУП). В работе [11] сужение интервала вязко-хрупкого перехода показано для нелегированной среднеуглеродистой стали с УМЗ-структурой, но при этом интервал смещается в сторону низких температур. Пример подавления вязко-хрупкого перехода в сталях с ОЦК-структурой показан в работе [12] на примере всесторонней изотермической ковки и интенсивной тепловой прокатки трубной стали 12ГБА. Определенные преимущества и перспективы имеют комбинированные методы ИПД, в том числе и в управлении ударной вязкостью сталей [13].

Цель данной работы — изучение механизма разрушения конструкционной низколегированной стали со структурой, сформированной при большой деформации и ударном изгибе, в условиях низких температур.

Равноканальное угловое прессование выполняли в специальной оснастке, в которой реализуется простой сдвиг материала на пересечении в матрице двух каналов под углом 120°. РКУП осуществляется с помощью гидравлического пресса ПСУ 125 типа 3ИМ с усилием 1250 кН. Заготовка размером ∅19,7 × 100 мм предварительно нагревается и выдерживается в муфельной печи до температуры 773 К, а затем помещается в технологическую оснастку, нагретую до 773 К с помощью накидной печи. Для уменьшения трения поверхности заготовки о стенки канала матрицы используют технологическую смазку "РОСОЙЛ-АНГЕЛИНА" с добавками чешуйчатого графита.

Исследовали низколегированную сталь 09Г2С в состоянии поставки и после РКУП. Химический состав, %, стали 09Г2С: 0,1 C; 0,85 Si; 1,41 Mn; 0,17 Cr; 0,18 Ni; 0,35 Cu; остальное Fe. Химический анализ проводили на атомно-эмиссионном спектрометре Foundry-Master фирмы

[1] Исследование выполнено в рамках научного проекта № III.28.1.1 по программе III.28.1 Сибирского отделения Российской академии наук.

Worldwide Analytical Systems AG (WAS AG) (Германия).

РКУП заготовок из стали 09Г2С выполняли за 16 проходов по маршруту B_C (поворот заготовки относительно ее продольной оси перед каждым последующим циклом прессования на угол 90°) при температуре 773 К. Степень деформации составила ε_{16} = 10,67. После РКУП изготовили образцы типа Шарпи с V-образными надрезами согласно ГОСТ 9454—78. Испытания образцов на ударный изгиб проводили на маятниковом копре Amsler RKP-450 (Zwick) (Германия)[2] при температуре 293, 273, 253, 233 и 213 К.

Фрактографические исследования изломов образцов выполняли на сканирующем электронном микроскопе HITACHI TM3030 (Япония) в режиме вторичных электронов[3].

В работе [14] показано, что РКУП стали 09Г2С за два прохода по маршруту B_C при температуре 673 К привело к снижению ударной вязкости *KCV* при температуре 213 К с 2,67 до 1,52 МДж · м$^{-2}$, а большая часть разрушенной поверхности соответствовала хрупкому разрушению сколом. В то же время комбинирование ковки в течение трех циклов (1173/1023 К — температура начала/окончания ковки) и РКУП в течение четырех проходов при тех же режимах обеспечило увеличение ударной вязкости до 2,93 МДж · м$^{-2}$. Более 80 % поверхности излома образца — это зона хрупкого разрушения со смешанным рельефом, включающим в себя сочетание внутризеренного скола и вязкого ямочного разрушения.

После 16 проходов РКУП по маршруту B_C при температуре 773 К низколегированная сталь 09Г2С приобретает УМЗ-структуру. Ударная вязкость *KCV* для стали 09Г2С представлена в таблице и на рис. 1. В качестве примера на рис. 2 приведены некоторые диаграммы нагружения ударных образцов. В результате РКУП ударная вязкость существенно снизилась. Так, в исходном состоянии при нормальной температуре ударная вязкость стали после РКУП снизилась в 1,73 раза (с 2,6 до 1,5 МДж · м$^{-2}$). Со снижением температуры испытания разница в значениях *KCV* для двух состояний стали увеличивается и при 213 К достигает почти 6,7 раза (при 213 К: 2,34 МДж · м$^{-2}$ в исходном состоянии и 0,35 МДж · м$^{-2}$ после РКУП). Если для исходного материала верхний порог хладноломкости наступает примерно при 225 К, то для упрочненной стали этот порог смещается в область более высоких температур ≈250 К.

Изломы ударных образцов как из исходного материала, так и из упрочненной стали при разных температурах испытания имеют следующие основные зоны — очаг разрушения, центральная зона и зона сдвига. При этом изломы каждой из зон отличаются степенью развития (геометрией, масштабом и типом разрушения).

Поверхности разрушения образцов Шарпи в исходном состоянии матовые и характеризуются выраженной рельефностью. Для образца с надрезом из стали 09Г2С в исходном состоянии при T = 293÷233 К характерно наличие значительной утяжки по толщине образца в устье надреза и губ среза, которые являются результатом образования и развития зоны сдвига (рис. 3, *а*). Такой вид излома свидетельствует о вязком характере зарождения трещины и большой работе удара, затраченной на ее зарождение, что подтверждают и диаграммы нагружения ударных образцов (см. рис. 2, *а*).

Ударная вязкость образцов из стали 09Г2С в исходном состоянии и после РКУП (B_C, n = 16, T = 773 К)

Номер образца	Температура, К	*KCV*, МДж · м$^{-2}$, стали 09Г2С в состоянии	
		исходном	после РКУП
1	293	2,60	1,50
2	273	2,88	1,57
3	253	2,85	1,30
4	233	2,83	0,56
5	213	2,34	0,35

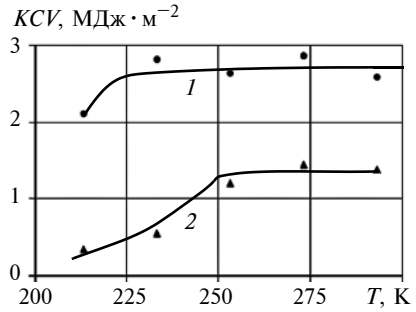


Рис. 1. Зависимости ударной вязкости *KCV* от температуры *T* для стали 09Г2С в исходном состоянии (*1*) и после РКУП (*2*) (B_C, n = 16, T = 773 К)

Для образцов, разрушенных при 293, 273, 253 и 233 К, макрорельеф качественно одинаковый. Направление движения трещины на их поверхностях составляет примерно 30÷45° к линии продолжения надреза. Значительная часть работы разрушения расходуется на формирование губ среза, в которых разрушение происходит по вязкому механизму.

При температуре 213 К образец в исходном состоянии разрушился вязко-хрупко, зона хрупкого разрушения составила около 50 %. Наблюдался косой излом с углом 45° наклона плоскости разрыва. Утяжка образца в области вязкой части разрыва также значительная (рис. 3, *б*). Ударная вязкость при 213 К составила 2,34 МДж · м$^{-2}$, что примерно на 20 % меньше ударной вязкости при более высокой температуре испытания. Зона хрупкого разрушения характеризуется металлическим блеском и составляет половину поверхности разрушения образца за исключением зоны в вершине надреза, соответствующей этапу зарождения, зоны развития вязкой трещины — области докритического роста трещины и зоны сдвига (губ среза и зоны долома) (см. рис. 3, *б*). Диаграмма

[2] Ударные испытания выполнены на оборудовании Центра коллективного пользования Якутского НЦ СО РАН.

[3] Съемки поверхностей разрушения выполнены Н. Д. Коваленко.

разрушения образца (см. рис. 2, *б*) с исходной структурой материала свидетельствует о меньшем сопротивлении к зарождению и распространению трещины при 213 К по сравнению с сопротивлением материала при 293 К (рис. 2, *а*).

Образец из стали 09Г2С, подвергнутый РКУП и разрушившийся при температуре 213 К, имеет поверхности со следами вязкого и хрупкого изломов. Косой излом направлен под углом ~10° к нетто-сечению образца. Губы среза составляют не более 5 % поверхности разрушения. Такой же характер разрушения наблюдался у образцов при температуре 233 К и у некоторых образцов при 253 К. Трещина в образце из упрочненной стали 09Г2С при 213 К отклоняется от прямолинейного направления и распространяется под углом ≈30° к линии, продолжающей надрез. С уменьшением температуры испытания ударная вязкость снижается примерно в 4 раза: с 1,5 МДж · м$^{-2}$ при 293 К до 0,35 МДж · м$^{-2}$ при 213 К. Сопротивление материала к зарождению и распространению трещины при 213 К по сравнению с его состоянием при 293 К значительно меньше.

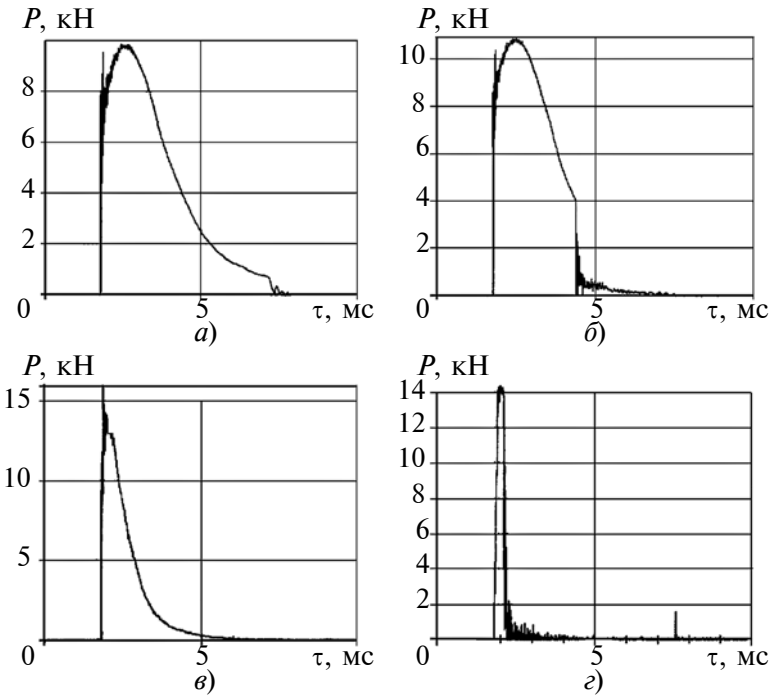


Рис. 2. Диаграммы нагружения образцов Шарпи из стали 09Г2С в исходном состоянии при 293 К (*а*) и 213 К (*б*); после РКУП (B_C, n = 16, T = 773 К) при 293 К (*в*) и 213 К (*г*)

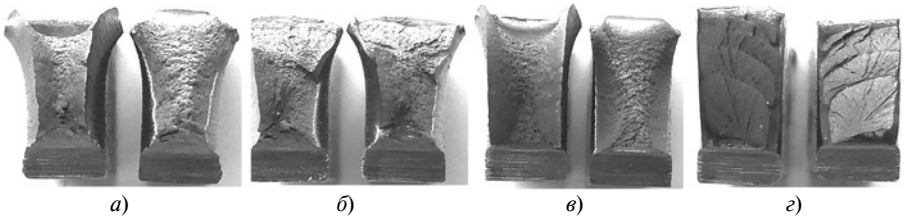


Рис. 3. Виды разрушения образцов Шарпи из стали 09Г2С в исходном состоянии при 293 К (*а*) и 213 К (*б*); после РКУП (B_C, n = 16, T = 773 К) при 293 К (*в*) и 213 К (*г*)

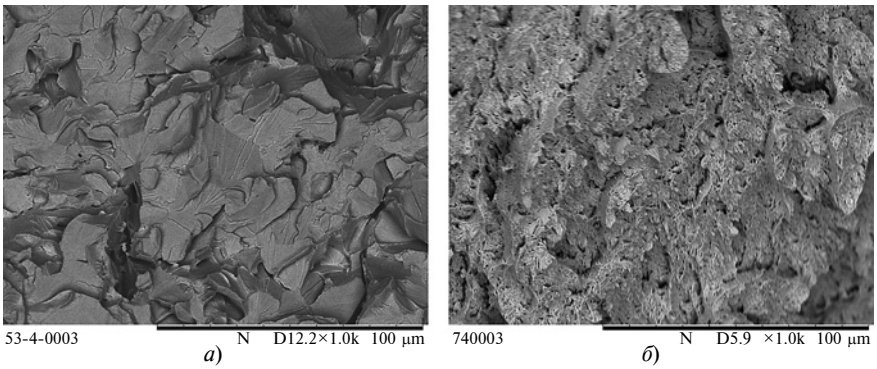


Рис. 4. Микрорельефы изломов (разрушения) образцов из стали 09Г2С в состоянии поставки (*а*) и после РКУП (B_C, n = 16, T = 773 К) при 213 К(*б*)

Анализ фрактограмм изломов образцов из низколегированной стали 09Г2С (рис. 4) показал следующее.

Для стали 09Г2С в исходном состоянии (поставки) при ударном изгибе при нормальной температуре (KCV = 2,6 МДж · м$^{-2}$) характерно ямочное микростроение. При увеличении ямок на их внутренней поверхности наблюдаются следы скольжения материала в виде волнистых линий (ступенек). Такой же характер разрушения образцов наблюдается и при температуре 273÷233 К.

Для образца, разрушенного при 213 К (KCV = 2,34 МДж · м$^{-2}$), около 50 % площади составляет зона хрупкого разрушения, в которой присутствуют элементы микрорельефа — фасетки хрупкого скола и ручьистые узоры на них, характерные для механизма внутризеренного скола (см. рис. 4, *а*). В середине кадра виден переход "ручьев" с атомной плоскости одного кристалла на соседний кристалл, атомная плоскость которого имеет другую ориентацию. Средний размер фасеток скола, соответствующий величине ферритных зерен, составляет 10÷20 мкм.

Известно, что обработка РКУП приводит к измельчению зерен и значительному повышению прочности. Для образца из стали 09Г2С, подвергнутого РКУП по маршруту B_C в течение 16 проходов при температуре 773 К

(KCV = 1,5 МДж · м$^{-2}$) и разрушенного при 293 К, также характерно ямочное микростроение.

При температуре испытания 213 К (KCV = 0,35 МДж · м$^{-2}$) на макрорельефе образца видны три основных участка в зоне развития трещины, соответствующие макроскачкам при ее движении (см. рис. 3, *г*). Переход с одного участка на другой происходит через "стенку" с другой плоскостью. Такой характер макроизлома, возможно, свидетельствует о расслоении материала. На границе раздела скорость движения трещины изменяется. Первый макроскачок трещины наиболее протяженный и практически равен половине нетто-сечения образца. На этих участках видны веерообразные извилистые ступеньки-бороздки, направление которых указывает направление движения трещины. На дне такой бороздки наблюдаются вытянутые микроямки длиной ≈0,5÷5 мкм. Область схождения этих бороздок на каждом из таких участков является очагом смешанного разрушения, в котором присутствуют фасетки хрупкого скола и микроямки вязкого отрыва (см. рис. 4, *б*). Наблюдаются микроямки размером порядка 25 мкм и менее, а также микротрещины длиной 5÷20 мкм, образованные слиянием микропор. Как видно из диаграммы на рис. 2, *г*, материал образца характеризуется низким сопротивлением к зарождению и распространению трещины. Такой же характер макро- и микрорельефа поверхности разрушения наблюдается и на изломах образцов, подвергнутых РКУП и разрушенных при температуре 233 К, а также на некоторых образцах, разрушенных при 253 К.

Таким образом, для стали 09Г2С в исходном состоянии вязкое разрушение при 293÷233 К сменяется вязко-хрупким разрушением при 213 К, а для упрочненной стали вязкое разрушение при 293÷273 К меняется на разрушение по смешанному типу при 233÷213 К (в некоторых случаях и при 253 К).

Выводы

Таким образом, РКУП по маршруту B_C при числе проходов n = 16 и температуре 773 К способствует снижению ударной вязкости стали по сравнению с исходным крупнозернистым материалом.

1. В результате РКУП ударная вязкость низколегированной стали 09Г2С снизилась в 1,73 раза. При этом верхний порог хладноломкости стали сместился в область более высоких температур на ~25 К (с 225 до 250 К).

2. Фрактографические исследования изломов образцов Шарпи из стали 09Г2С при ударном изгибе показали, что разрушение образцов из стали при 293÷233 К для исходного материала и при 293÷273 К, а в некоторых случаях и при 253 К для стали, подвергнутой РКУП, — вязкое и характеризуется наличием ямочного микрорельефа. При температуре 213 К разрушение образцов из 09Г2С в состоянии поставки вязко-хрупкое.

3. Упрочненная РКУП (B_C, T = 773 К, n = 16) сталь 09Г2С в результате ударного изгиба при 233÷213 К, а в некоторых случаях и при 253 К разрушилась по смешанному типу и характеризуется низким сопротивлением к распространению трещины.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Сегал В. М.** Развитие обработки материалов интенсивной сдвиговой деформацией // Металлы. 2004. № 1. С. 5—14.

2. **Валиев Р. З., Александров И. В.** Объемные наноструктурные металлические материалы: получение, структура и свойства. М.: Академкнига, 2007. 398 с.

3. **Li L., Virta J.** Ultrahigh strength steel wires processed by severe plastic deformation for ultrafine grained microstructure // Materials Science and Technology. 2011. V. 27. N. 5. P. 845—862.

4. **Annealing** behavior of ultrafine grained structure in low-carbon steel produced by equal channel angular pressing / G. G. Maier, E. G. Astafurova, H. J. Maier, etc. // Materials Science and Engineering A — Structural Materials Properties Microstructure and Processing. 2013. V. 581. N. 1. P. 104—107.

5. **Donic T., Martikán M., Hadzima B.** New unique ECAP system with ultrasound and backpressure // Materials Science and Engineering. 2014. 63 [Электронный ресурс]. URL: http://iopscience.iop.org/article/10.1088/1757-899X/63/1/012047/pdf (дата обращения: 17.04.2016).

6. **Ivanov A. M., Lukin E. S., Petrova N. D.** Regularities of deformation and fracture of steels subjected to equal channel angular pressing and thermal processing // Materials Science Forum. — Switzerland: Trans Tech Publications. 2008. Vs. 584—586. P. 643—648.

7. **Яковлева С. П., Махарова С. Н., Борисова М. З.** Структура, свойства и особенности разрушения низколегированной стали в субмикрокристаллическом состоянии // Металлы. 2006. № 4. С. 71—78.

8. **Особенности** статического, ударного и усталостного разрушения стали 06МБФ с субмикрокристаллической структурой / Л. Р. Ботвина, М. Р. Тютин, В. П. Левин и др. // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. 2008. Т. 74. № 1. С. 43—49.

9. **Механизм** ударного разрушения стали 10 с субмикрокристаллической структурой в интервале вязко-хрупкого перехода / Г. В. Клевцов, Р. З. Валиев, Г. И. Рааб и др. // Деформация и разрушение материалов. 2011. № 8. С. 9—13.

10. **Влияние** режимов равноканального углового прессования и последующего нагрева на прочность и механизм разрушения стали 10 / Р. З. Валиев, Г. В. Клевцов, Н. А. Клевцова и др. // Деформация и разрушение материалов. 2013. № 1. С. 21—25.

11. **Прочность** и механизм разрушения нелегированной среднеуглеродистой стали с ультрамелкозернистой структурой при однократных видах нагружения / Г. В. Клевцов, Р. З. Валиев, Н. А. Клевцова и др. // Физика металлов и металловедение. 2018. Т. 119. № 10. С. 1061—1069.

12. **О природе** низкотемпературной хрупкости сталей с ОЦК-структурой / В. Е. Панин, Л. С. Деревягина, Н. М. Лемешев и др. // Физическая мезомеханика. 2013. Т. 16. № 6. С. 5—12.

13. **Иванов А. М., Лукин Е. С.** Комбинирование методов обработки — эффективный способ управления ударной вязкостью сталей // Известия Самарского научного центра Российской академии наук. 2012. Т. 14. № 4 (5). С. 1239—1242.

14. **Петрова Н. Д., Иванов А. М., Сыромятникова А. С.** Влияние режимов термопластической обработки на механические свойства и механизм разрушения низколегированной стали при низких температурах испытания // Фундаментальные исследования. 2015. № 2 (часть 1). С. 30—35.

УДК 621.762:621.373.826:620.19

Л. В. МОРОЗОВА, канд. техн. наук, А. Н. РАЕВСКИХ (ФГУП "ВИАМ", Москва), e-mail: morozovalv@viam.ru

Исследование методами микроскопии дефектов в металлических материалах, полученных селективным лазерным сплавлением[1]

Исследованы дефекты в деталях, полученных из металлических порошков методом селективного лазерного сплавления. Приведены типичные дефекты, присущие этому методу, не зависящие от типа металлического порошка и зависящие от химического состава и чистоты исходного сырья.

Ключевые слова: фрактография, селективное лазерное сплавление, дефект, металлический порошок, пористость, трещина, оптическая микроскопия, растровая электронная микроскопия.

The defects in the parts obtained from metal powders by the method of selective laser melting are studied. The typical defects inherent in this method, independent of the type of metal powder and dependent on the chemical composition and purity of the raw material, are given.

Keywords: fractography, selective laser melting, defect, metal powder, porosity, crack, optical microscopy, scanning electron microscopy.

Аддитивные технологии в настоящее время приобрели статус стратегически важных технологий, приоритетных в машино- и авиастроении. Под аддитивными принято понимать технологии создания трехмерных функциональных объектов методом послойного нанесения материала. Их использование практически полностью исключает этап разработки технологической оснастки и изготовления опытных образцов и изделий вручную или на традиционных станках с ЧПУ, что на 50÷80 % сокращает сроки подготовки производства новых изделий. Одной из наиболее часто используемых технологий является технология селективного лазерного сплавления (Selective Laser Melting — SLM), применяемая для металлических порошков [1—3].

Технология SLM — послойное нанесение материала (металлического порошка) на платформу построения и циклическая лазерная штриховка текущего сечения в соответствии с предварительно разработанной и разбитой на слои CAD-моделью изделия. Синтез слоев осуществляется в герметичной камере в защитной среде инертного газа (аргон, азот), предотвращающей высокотемпературное окисление.

Качество сплавляемых слоев определяется параметрами исходных материалов (размер и форма гранул, насыпная плотность, удельная поверхность порошка), параметрами сплавления (способ и скорость сканирования, мощность лазера, интенсивность лазерного излучения, частота импульсов, тип защитной атмосферы, время выдержки и т. д.) и характеризуется максимально достижимой точностью, равномерной плотностью, отсутствием дефектов.

В технологии SLM используются, как правило, металлические порошки в виде сферических гранул размером 10÷60 мкм, которые более компактно укладываются в определенный объем. Частицы имеют необходимую текучесть, от которой зависит формирование равномерного слоя порошка. Применяют металлические порошки как на основе сталей, так и алюминиевых, титановых, вольфрамовых и никелевых жаропрочных сплавов.

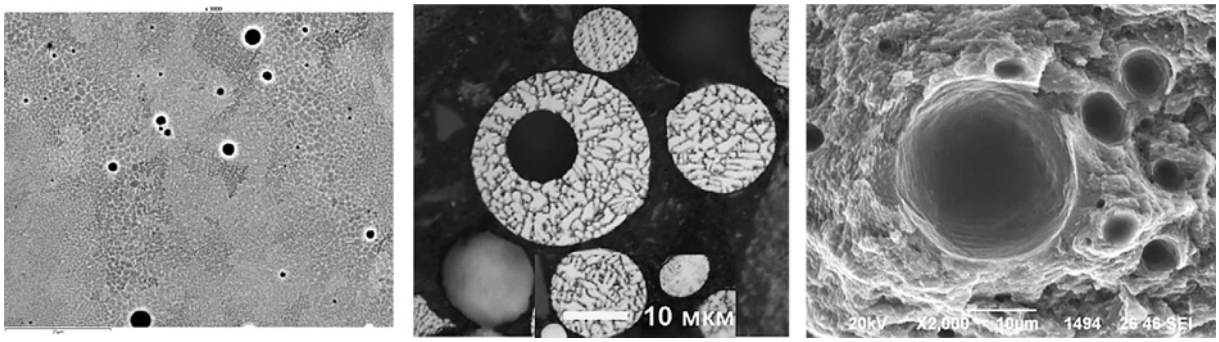
Нанесенный слой металлического порошка выборочно — в зависимости от способа сканирования, расплавляется лазером высокой мощности (до 1 кВт), который управляется программным обеспечением установки. Каждый следующий слой металлического порошка наносится на расплавленный предыдущий слой. Излишки порошка после просеивания можно использовать повторно.

Воздействие лазера приводит как к избирательному плавлению металлического порошка, так и частичному плавлению предыдущего слоя, т. е. материал может неоднократно переходить из твердой фазы в жидкую фазу и обратно. В связи с этим в объеме детали возникают значительные остаточные напряжения, которые могут вызвать коробление детали при кристаллизации и нарушение ее конечной геометрии. Для уменьшения внутренних напряжений платформу в процессе сплавления подогревают [5].

К недостаткам технологии SLM можно отнести высокую стоимость оборудования, длительность процесса, формирование шероховатой поверхности и анизотропию свойств, зависящую от направлений роста слоев и приложенной нагрузки.

Детали, выращенные по технологии SLM, применяют в авиастроении, машиностроении, космонавтике, в связи с чем, необходимо обеспечить качество их изготовления и своевременное выявление дефектов, которые могут возникать на разных стадиях производства как снаружи, так и

[1] Работа выполнена в рамках реализации комплексного научного направления 10.3. "Технологии атомизации для получения мелкодисперсных высококачественных порошков сплавов на различной основе для аддитивных технологий и порошков припоев для пайки" ("Стратегические направления развития материалов и технологий их переработки на период до 2030 года") [4].



а) *б*) *в*)

Рис. 1. Газовая пористость в плоскости микрошлифа (*а*), внутренняя металлического порошка (*б*) и в изломе сплава (*в*)

внутри детали. Дефекты классифицируют по размерам, глубине залегания или местоположению. К поверхностным дефектам относится повышенная шероховатость, обусловленная особенностями производства. К наиболее часто встречающимся внутренним дефектам относятся поры, трещины, несплавления (несплошности), внедрение гранул другого порошка, образование включений вследствие загрязнения оборотного порошка [6].

Для контроля материалов, получаемых селективным лазерным сплавлением, используют как разрушающие, так и неразрушающие методы.

Разрушающие методы контроля (металлография, фрактография, механические испытания и т. п.) применяют для образцов-свидетелей, выращиваемых параллельно с основной деталью. Для готовой детали целесообразно применять методы неразрушающего контроля, основанные на взаимодействии объекта с проникающим излучением или физическим полем.

Люминесцентный метод в сочетании с оптической микроскопией применяют для выявления поверхностных дефектов — царапин, вмятин, микротрещин. Шероховатость поверхности и глубину поверхностных дефектов можно оценить с помощью профилографа, профилометра или лазерного сканирующего конфокального микроскопа. Такие внутренние дефекты, как поры, несплошности и трещины с высокой точностью можно выявлять акустическими (ультразвуковыми) и радиационными (рентгеновскими) методами неразрушающего контроля [7], из которых наиболее наглядным и перспективным является метод рентгеновской компьютерной томографии [8].

Необходимо учитывать принципиальные возможности методов контроля по обнаружению дефектов в зависимости от их местоположения и размера, что влияет на достигаемую чувствительность и пространственное разрешение. Метод контроля необходимо выбирать с учетом материала изделия и его свойств, технологии изготовления детали, ее геометрии, толщины сечения, шероховатости поверхности и т. д.

Исследовали микроструктуры и поверхности разрушения материалов, полученных по технологии SLM из металлических порошков на основе Al, Fe, Ni, Ti. Выявили дефекты, возникающие в объеме материала, обусловленные технологией производства и являющиеся, по большей части, типичными, независимо от материала сплава. Дефекты, зависящие как от технологии, так и от состава металлического порошка, рассматривались отдельно.

Микрошлифы для проведения металлографического анализа изготовляли на комплексе подготовки проб фирмы Struers.

Поверхности, микрошлифы и изломы сплавов исследовали методами конфокальной сканирующей лазерной микроскопии (Olympus LEXT OLS3100), оптической микроскопии и металлографии высокого разрешения с применением комплекса фирмы Leica, а также методом растровой электронной микроскопии на электронном микроскопе JSM-6490LV фирмы JEOL. Микрорентгеноспектральный анализ проводили с применением энергодисперсионного спектрометра INCAx-sight.

Структура материала, образующаяся в результате сверхбыстрой кристаллизации, формируется из рядов треков, в объеме которых наблюдаются субзерна (фрагменты). В свою очередь, каждый фрагмент состоит из ориентированных ячеек кристаллизации. Таким образом, в зависимости от заданных параметров синтеза и природы сплавляемого материала в образце, полученном методом SLM, могут образовываться различные дефекты, т. е. неполная проработка режима сплавления в части базовых параметров синтеза (основных параметров процесса сплавления) материала может привести к формированию как дефектных структур, так и практически полностью плотных участков [9].

Один из наиболее часто встречающихся дефектов — газовая и усадочная пористость. Газовая пористость может быть обусловлена некачественным исходным порошком, неполнотой выхода газов из расплава, захватом газа в процессе SLM, недостаточным проплавлением порошкового слоя (рис. 1). Как правило, газовые поры изолированы, имеют небольшие размеры и сферическую форму. Небольшая газовая

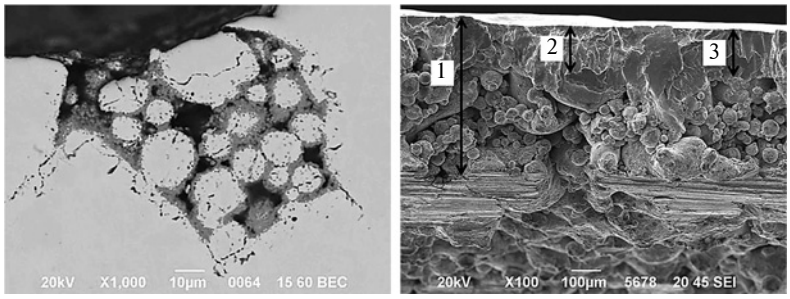
пористость не оказывает существенного влияния на механические свойства сплава. Однако при приложении циклической нагрузки газовые поры становятся концентраторами напряжений и снижают циклическую прочность [6, 10, 11].

Усадочная пористость образуется при кристаллизации в результате разного заполнения расплавом полостей и разной скорости охлаждения. Усадочные поры имеют, как правило, сложную неправильную форму и бóльшие, чем газовые поры, размеры. Поэтому даже небольшая усадочная пористость может снизить механические свойства материала [12].

Для уменьшения остаточной пористости и внутренних напряжений в сплаве и повышения сопротивления усталости материал, полученный методом SLM, рекомендуют подвергать горячему изостатическому прессованию (ГИП) [13]. К сожалению, метод ГИП не всегда эффективен и не всегда применим к тонкостенным деталям вследствие опасности возникновения коробления.

Нарушения процесса SLM (снижение мощности лазера, неправильный выбор режима сплавления, нарушение дозирования порошка, отсутствие или сбой калибровки системы и т. п.) приводят к образованию внутренних пустот — зон локального непроплавления материала, т. е. образованию в объеме детали не смыкающихся областей [6]. Это могут быть как зоны, в которых отсутствует расплавление металлического порошка (рыхлота) (рис. 2), так и области, в которых отсутствует соединение уже сформированных слоев материала между собой (несплавление) (рис. 3). На рис. 2, *б* показана внутренняя поверхность детали (обращенная к платформе построения), где в зоне несплавления также наблюдается налипание отдельных гранул порошка.

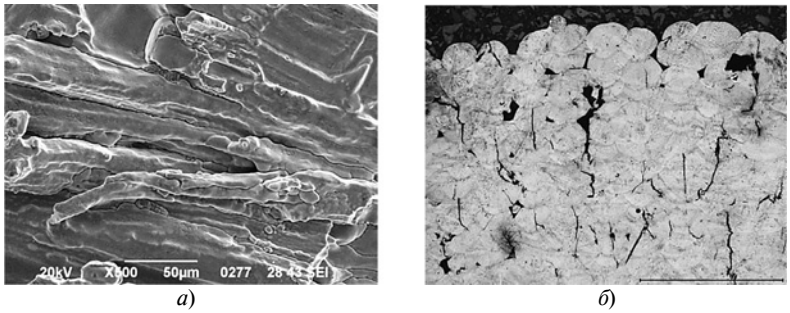
Фактическое уменьшение сечения изделия снижает прочностные характеристики, напрямую зависящие от размера дефекта.



а) *б*)

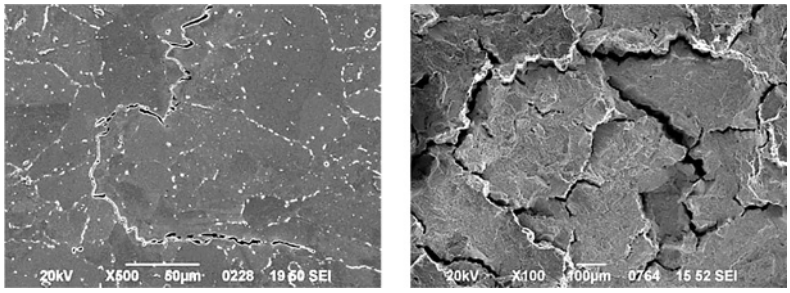
Рис. 2. Отсутствие сплавления между гранулами порошка:

а — несплавление в плоскости микрошлифа; *б* — заданное (стрелка *1*) и фактическое (стрелки *2* и *3*) сечения детали



а) *б*)

Рис. 3. Пример несплавления в синтезированном материале в изломе (*а*) и в плоскости микрошлифа между рядами ванн расплава (*б*)



а) *б*)

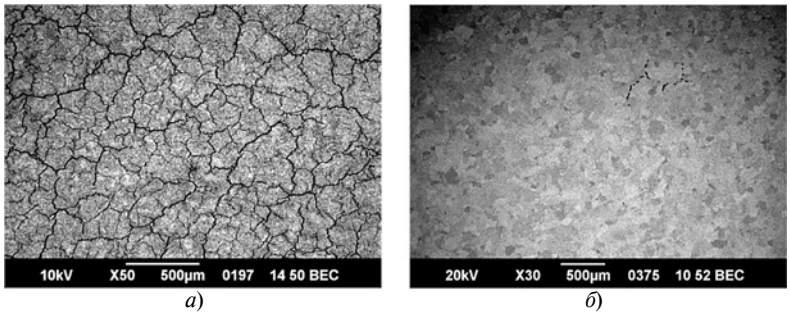
Рис. 4. Примеры макро- и микротрещин в плоскости микрошлифа (*а*) и в изломе (*б*)

Дефект является внутренним, что затрудняет его своевременное выявление. Наибольшую опасность он представляет в тонкостенных изделиях. Подобные дефекты могут провоцировать развитие как статического, так и усталостного разрушения.

Одним из часто возникающих дефектов являются макро- и микротрещины, обусловленные наличием напряжений (рис. 4). Местная усадка металла на участках с разными сечениями и, соответственно, скоростью охлаждения приводит к повышению напряженно-деформированного состояния. Остаточные напряжения вызывают коробление детали и образование микро- и макротрещин. Но даже при отсутствии трещин большие внутренние напряжения являются негативным фактором, снижающим прочностные свойства.

Для снятия внутренних напряжений применяют последующую баротермическую обработку, включающую отжига и ГИП (рис. 5). Однако это также не является универсальным методом, так как высокая температура, необходимая для термообработки никелевых и титановых сплавов, может привести к короблению стальной платформы, на которой выращивается деталь [14].

Повышенная шероховатость поверхности также относится к дефектам, ухудшающим эксплуа-



а) *б*)

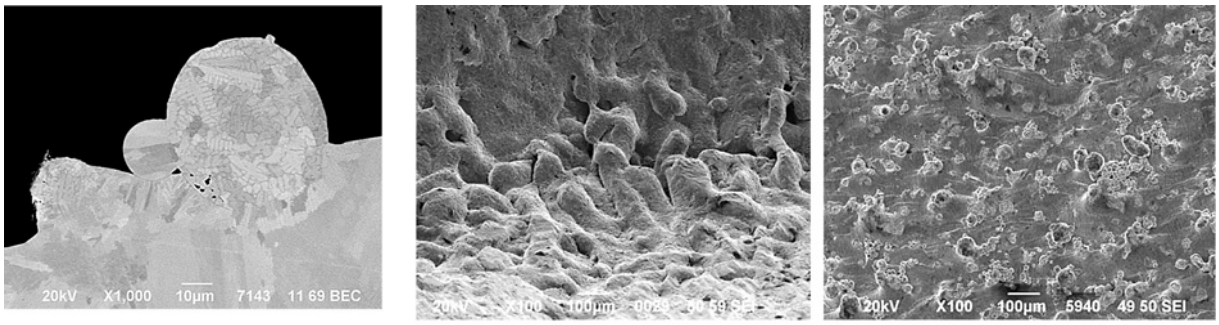
Рис. 5. Примеры трещины после SLM (*а*) и после баротермической обработки (*б*)

тационные характеристики детали, и является одной из особенностей, присущей методу SLM. Формирование шероховатой поверхности обусловлено не только налипанием крупных частиц несплавленного порошка, но и самим принципом послойного нанесения материала и формированием микронеровностей, которые наблюдаются в виде "валиков", наиболее выраженных на наклонных поверхностях (рис. 6). Таким образом, поверхности детали, обращенные к платформе построения, галтельных переходов и наклонных участков могут требовать дополнительной механической обработки до необходимой шероховатости [15]. Следовательно, при создании CAD-модели детали с криволинейными поверхностями необходимо учитывать припуски на механическую обработку.

Рассмотренные дефекты являются типичными и могут образовываться в деталях, получаемых методом SLM, независимо от типа применяемого металлического порошка, но существуют дефекты, напрямую зависящие от его состава. Наиболее технологичными сплавами с хорошей жидкотекучестью и малой склонностью к образованию горячих трещин являются силумины и свариваемые жаропрочные сплавы на никелевой основе. Плотная структура материала, синтезированного из сплавов системы Al—Si и многокомпонентных свариваемых жаропрочных сплавов на никелевой основе, обеспечивает получение изделий, механические свойства которых превышают свойства изделий, полученных традиционными методами литья и деформации [16, 17].

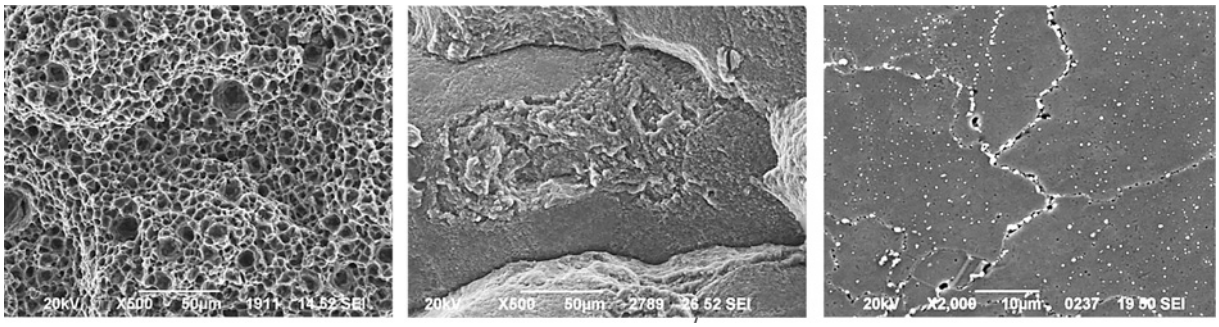
При этом в порошках системы Al—Si подогрев платформы в процессе сплавления, применяемый для уменьшения внутренних напряжений, может привести к коагуляции частиц кремния. Крупные хрупкие частицы в детали являются концентраторами напряжений, что переводит их в категорию внутренних дефектов.

Даже незначительное укрупнение кремниевых фаз может формировать изломы по границам фрагментов (субзерен) вместо типичного мелкоямочного рельефа, так как хрупкая кремниевая фаза не обеспечивает достаточную де-



а) *б*) *в*)

Рис. 6. Повышенная шероховатость поверхности деталей, полученных методом SLM:
а — налипшие частицы в плоскости шлифа; *б*, *в* — вид поверхности деталей



а) *б*) *в*)

Рис. 7. Разрушение (излом) алюминиевого сплава:
а — с формированием мелкоямочного рельефа; *б* — по границам треков и фрагментов; *в* — выделение охрупчивающих частиц по границам фрагментов

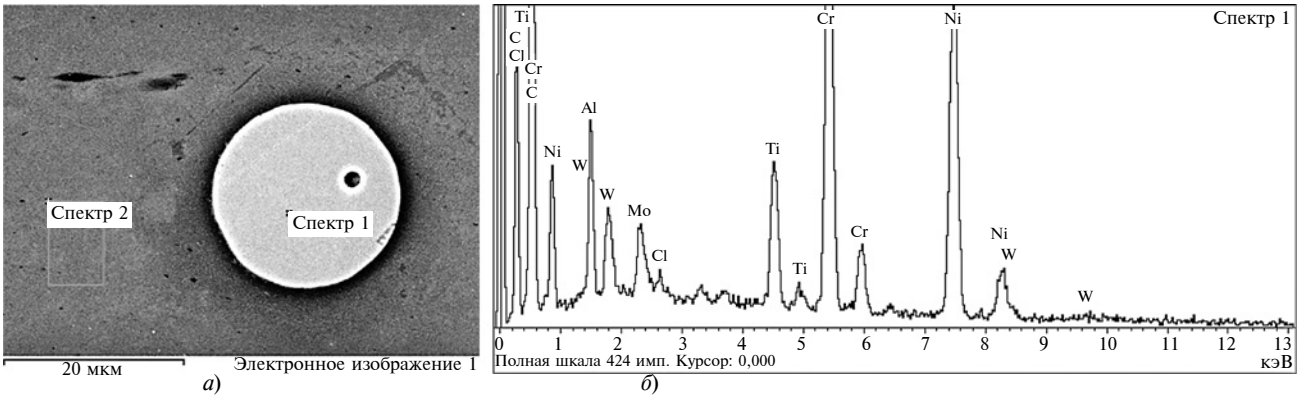


Рис. 8. Внедрение гранул, отличающихся по составу:

а — микрошлиф с гранулой никелевого сплава в алюминиевой матрице; *б* — спектр характеристического рентгеновского излучения с внедренной гранулой

формационную способность границ (рис. 7). Отметим, что выделение любой хрупкой фазы и упрочняющих частиц по границам также способствует формированию подобных разрушений.

В серийном производстве могут возникать проблемы, связанные с рециклингом — повторным многократным использованием оборотных порошков. Загрязнение порошка, применяемого для синтеза деталей, приводит к дефектам в виде посторонних включений в материале [18]. Это могут быть как отдельные частицы на основе кальция, кремния, углерода и т. п., так и их скопления, приводящие к снижению механических свойств.

Требования по чистоте предъявляются не только к используемому порошку, но и к установке, так как при смене порошкового материала необходимо чистить всю камеру. При некачественной очистке камеры синтеза возникают такие дефекты, как внедрение гранул, значительно отличающихся по составу от основного материала детали. На рис. 8 приведен пример внедрения гранул никелевого сплава в деталь, синтезированную из порошка алюминиевого сплава.

Таким образом, показано, что селективное лазерное сплавление металлических порошков — сложный процесс с узким диапазоном значений большого числа параметров, обеспечивающих высокое качество и стабильность формирования изделия в целом. На основании электронно-микроскопических исследований установлены типичные дефекты, возникающие в деталях, полученных методом SLM из металлических порошков, как не зависящие от типа металлического порошка, так и напрямую зависящие от химического состава и чистоты исходного сырья. Качество получаемых изделий можно контролировать как разрушающими, так и неразрушающими методами при разном их сочетании в зависимости от материала изделия, технологии изготовления детали, ее геометрии, толщины сечения, шероховатости поверхности и т. д.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Каблов Е. Н.** Аддитивные технологии — доминанта национальной технологической инициативы // Интеллект и технологии. 2015. № 2 (11). С. 52—55.

2. **Каблов Е. Н.** Настоящее и будущее аддитивных технологий // Металлы Евразии. 2017. № 1. С. 2—6.

3. **Селективное** лазерное сплавление алюминиевых сплавов (обзор) / Н. В. Дынин, А. О. Иванова, Д. В. Хасиков, М. С. Оглодков // Тр. ВИАМ: электрон. науч.-технич. журн. 2017. № 8 (56). С. 12—23. URL: http://www.viam-works.ru (дата обращения 10.01.2018). DOI: 10.18577/2307-6046-2017-0-8-2-2.

4. **Каблов Е. Н.** Инновационные разработки ФГУП "ВИАМ" ГНЦ РФ по реализации "Стратегических направлений развития материалов и технологий их переработки на период до 2030 года" // Авиационные материалы и технологии. 2015. № 1. С. 3—33. DOI: 10.18577/2071—9140—2015—0—1—3—33.

5. **Pinkerton A. J.** Lasers in additive manufacturing // Optics & Laser Technology. 2016. V. 78. P. 25—32.

6. **Классификация** дефектов металлических материалов, синтезированных методом селективного лазерного сплавления, и возможности методов неразрушающего контроля для их обнаружения / Н. П. Алешин, В. В. Мурашов, А. Г. Евгенов и др. // Общие вопросы дефектоскопии. 2016. № 1. С. 48—55.

7. **Оценка** результатов ультразвуковых исследований деталей, изготовленных по аддитивным технологиям, альтернативными методами / Н. П. Алешин, М. В. Григорьев, В. В. Мурашов и др. // Дефектоскопия. 2016. № 12. С. 25—31.

8. **Thompson Adam, Maskery Ian, Leach Richard K.** X-ray computed tomography for additive manufacturing: a review // Measurement Science and Technology. 2016. 27 (7). 072001/1-072001/17. ISSN 1361-6501.

9. **Casati R., Lemke J., Vedani M. J.** Microstructure and fracture behavior of 316L austenitic stainless steel produced by selective laser melting // Mater. Sci. Technol. 2016. V. 32. P. 738—744.

10. **Porosity** evolution and its thermodynamic mechanism of randomly packed powder-bed during selective aser melting of Inconel 718 alloy / M. Xia, D. Gu, G. Yu, D. Dai // International Journal of Machine Tools and Manufacture. 2017. V. 116. P. 96—106.

11. **Влияние** параметров селективного лазерного сплавления на образование пористости в синтезированном материале коррозионно-стойкой стали / Д. И. Сухов, П. Б. Мазалов, С. В. Неруш, Н. А. Ходырев // Тр. ВИАМ: электрон. науч.-технич. журн. 2017. № 8 (56). С. 4. URL: http://www.viam-works.ru (дата обращения 11.01.2018). DOI 10.18577/2307-6046-2017-0-8-4-4.

УДК 539.3

Г. Ж. САХВАДЗЕ, д-р техн. наук (ИМАШ им. А. А. Благонравова РАН), Р. З. КАВТАРАДЗЕ, д-р техн. наук (МГТУ им. Н. Э. Баумана), Т. М. НАТРИАШВИЛИ, д-р техн. наук (Институт механики машин им. Р. Двали, г. Тбилиси), Г. Г. САХВАДЗЕ (МГУ им. М. В. Ломоносова), e-mail: sakhvadze@mail.ru

Усталостная долговечность материалов, упрочненных лазерно-ударно-волновой обработкой[1]

Конечно-элементным моделированием исследовано влияние толщины образцов из коррозионно-стойкой стали 03Х22Н6М2, упрочненных лазерно-ударно-волновой обработкой, на их усталостную долговечность. Показано, что применение этой технологии позволяет повысить усталостную долговечность тонких образцов (толщиной 2 мм) более чем в 3 раза.

Ключевые слова: лазерно-ударно-волновая обработка, усталостная долговечность, остаточные напряжения, конечно-элементное моделирование.

The influence of the thickness of samples from corrosion-resistant steel 03X22H6M2, strengthened by laser-shock-wave treatment, on their fatigue life is studied by finite element modeling. It is shown, that the use of this technology allows to increase the fatigue life of thin samples (2 mm thick) more than in 3 times.

Keywords: laser-shock-wave processing, fatigue life, residual stresses, finite element modeling.

Технология лазерно-ударно-волновой обработки (ЛУВО) — эффективный инновационный метод обработки поверхностей ответственных узлов, изготовляемых из ряда металлов и сплавов, с целью улучшения их усталостных свойств [1], что достигается созданием повышенной плотности дислокаций и сжимающих остаточных напряжений (СОН) при прохождении ударных волн в материале [2]. Эффективным инструментом для оценки влияния различных параметров процесса на СОН является конечно-элементное моделирование (КЭМ) технологии ЛУВО [3].

Известно, что поле остаточных напряжений (ОН) при ЛУВО чрезвычайно чувствительно к геометрическим особенностям поверхностей [4], например выемкам или отверстиям — типичным местам возникновения усталостных трещин, так как они являются центрами концентраторов напряжений. Толщина образца также значительно влияет на трещиностойкость и, следовательно, усталостное поведение материалов. Коэффициент интенсивности напряжений (КИН) увеличивается при уменьшении толщины образца в результате увеличения пластической зоны вокруг вершины трещины [4]. Следовательно, можно предположить, что влияние ЛУВО на усталостные характеристики материалов также должно существенно зависеть от толщины образца. В открытой печати есть лишь несколько работ, в которых анализируется влияние геометрических характеристик материалов на эффективность ЛУВО [3—5], и почти нет оценки влияния толщины на усталостную долговечность образцов с надрезами, подвергнутых ЛУВО.

[1] Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства образования и науки РФ в рамках Федеральной программы "Исследования и разработки по приоритетным направлениям развития научно-технологического комплекса России на 2014—2020 годы". Соглашение о предоставлении субсидии № 14.607.21.0191 от 26.09.2017 г., проект RFMEF160717X0191.

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 74)

12. **Изменение** механических свойств сплава АК9ч, полученного по технологии селективного лазерного сплавления / Д. К. Рябов, Л. В. Морозова, В. А. Королев, А. О. Иванова // Тр. ВИАМ: электрон. науч.-технич. журн. 2016. № 9. Ст. 02. URL: http://www.viam-works.ru (дата обращения: 02.06.2017). DOI: 10.18577.2307-6046-2016-0-9-2-2.

13. **Influences** of hot-isostatic-pressing temperature on microstructure, tensile properties and tensile fracture mode of Inconel 718 powder compact / L. Changa, W. Sun, Y. Cui, R. Yang // Materials Science and Engineering: A. 2014. V. 599. P. 186—195.

14. **Заводов А. В., Петрушин Н. В., Зайцев Д. В.** Микроструктура и фазовый состав жаропрочного сплава ЖС32 после селективного лазерного сплавления, вакуумной термической обработки и горячего изостатического прессования // Письма о материалах. 2017. № 7 (2). С. 111—116.

15. **Исследование** параметров шероховатости поверхностного слоя и точности изготовления изделий аддитивного производства / Д. И. Сухов, С. В. Неруш, С. В. Беляков, П. Б. Мазалов // Известия высших учебных заведений. Сер. Машиностроение. 2017. № 9 (690). С. 73—84.

16. **Влияние** технологических факторов на структуру и свойства силумина, полученного с использованием технологии селективного лазерного синтеза / Д. К. Рябов, В. В. Антипов, В. А. Королев, П. Н. Медведев // Авиационные материалы и технологии. 2016. № S1. С. 44—51. DOI: 10.18577/2071−9140−2016−0−S1−44−51.

17. **Лукина Е. А., Филонова Е. В., Тренинков И. А.** Микроструктура и преимущественные кристаллографические ориентировки жаропрочного никелевого сплава, синтезированного методом СЛС, в зависимости от энергетического воздействия и термообработки // Авиационные материалы и технологии. 2017. № 1 (46). С. 38—44. DOI: 10.18577/2071-9140-2017-0-1-38-44.

18. **Особенности** загрязнения оборотного порошкового материала в процессе селективного лазерного синтеза / С. В. Шуртаков, А. Г. Евгенов, С. М. Прагер, Р. Ю. Малинин // Сб. тр. IV Междунар. конф. "Аддитивные технологии: настоящее и будущее". 2018. С. 348—362.

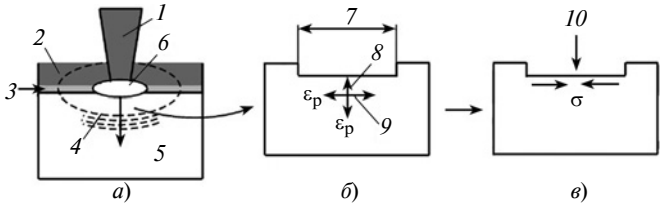


Рис. 1. Принципиальная схема технологии ЛУВО (*а*), схемы возникновения пластических деформаций в приповерхностной зоне при ЛУВО (*б*) и ОН после ЛУВО (*в*):

1 — лазерный импульс; *2* и *3* — прозрачный и непрозрачный слои; *4* — ударная волна; *5* — исследуемый материал; *6* — плазма; *7* — зона воздействия лазерного импульса; *8* и *9* — сжимающие и растягивающие пластические деформации; *10* — релаксация деформируемого материала и возникновение СОН

Цель данной работы — исследование влияния толщины на усталостное поведение образцов из коррозионно-стойкой стали 03Х22Н6М2, подвергнутых ЛУВО. Процедура КЭМ включает два этапа. На первом этапе моделированием технологии ЛУВО на образцах с надрезом в конечно-элементном пакете ABAQUS/Explicit определяются поля ОН. На втором этапе проводится анализ усталостной долговечности в конечно-элементном пакете FE-SAFE с использованием многоосных критериев усталости. Поля ОН, полученные на первом этапе моделирования, используют в качестве входных данных на втором этапе. Полученные данные сравниваются с экспериментальными результатами.

Схематично технология ЛУВО и возникновение ОН показаны на рис. 1. Обрабатываемую поверхность *5* (рис. 1, *а*) покрывают непрозрачным для лазерного излучения слоем с низкой температурой испарения: черной краской, металлической фольгой или лентой *3*. Сверху располагается прозрачный слой *2*, как правило, вода или стекло. Энергия лазерного импульса *1* поглощается непрозрачным слоем, что приводит к его нагреву, испарению и формированию высокотемпературной плазмы, ограниченной с одной стороны поверхностью исследуемого материала, с другой — прозрачным слоем, сдерживающим распространение плазмы. Вследствие ограниченности объема давление резко возрастает до высоких значений и быстро распространяется в материал в виде ударной волны *4*, которая способствует появлению в материале СОН. Если эти напряжения превысят упругий предел Гюгонио, то материал деформируется пластически [5]. Более подробно физико-механические процессы при ЛУВО описаны в работе [4].

Для сравнительного анализа в КЭМ, как и в экспериментах [6], использовали коррозионно-стойкую сталь 03Х22Н6М2 (ее зарубежный аналог — 2205 duplex stainless steel) с химическим составом, %: 0,021 C; 0,42 Si; 1,22 Mn; 0,028 P; 22,13 Cr; 3,08 Mo; 5,56 Ni; 0,188 N; 0,19 Cu и механическими свойствами: $\sigma_т$ = 520 МПа; $\sigma_в$ = 710 МПа; E = 190 ГПа.

Для исследования влияния геометрических параметров использовали образцы (рис. 2, *а*) трех толщин 2, 3 и 4 мм. По технологии ЛУВО обрабатывали центральную часть образцов размером 50 × 50 мм с обеих сторон. Применяли зигзагообразное направление сканирования исследуемой поверхности (рис. 2, *б*) с коэффициентом 0,75 % перекрытия лазерных пятен.

Для анализа усталостной долговечности КЭМ технологии ЛУВО выполняли в конечно-элементном пакете ABAQUS/Explicit. Цель анализа — оценить распределения полей ОН по поверхности и глубине материала. Результаты анализа использовали при исследовании усталостного поведения в пакете FE-SAFE. Подробно КЭМ технологии ЛУВО рассмотрено в работе [7].

Блок-схема моделирования приведена на рис. 3, область КЭМ выделена штриховой линией. Процедура КЭМ предусматривает четыре шага:

шаг 1 — определение собственных деформаций, вызванных ЛУВО, решением явной задачи динамического анализа в МКЭ-пакете ABAQUS/Explicit;

шаг 2 — решение неявной задачи ABAQUS, в которой в качестве входных данных используются собственные деформации, полученные на шаге 1, для определения полных СОН, вызванных ЛУВО;

шаг 3 — к образцу прикладывается растягивающая нагрузка 24 кН (для образца толщиной 4 мм взяты экспериментальные данные из работы [6], чтобы сравнить с полученными численными результатами) и определяется окончательное напряженное состояние, т. е. сочетание ОН, полученных после ЛУВО, и напряжений, вызванных внешней нагрузкой;

шаг 4 — полученные на шаге 3 окончательные напряжения передаются в конечно-элементный пакет FE-SAFE для анализа усталостной долговечности и оценки числа циклов до разрушения образца.

В КЭМ сначала все точки на задней поверхности образца были защемлены, а лазерные импульсы подавались на лицевую поверхность. Чтобы обработать обе поверхности образца, их меняли местами.

Отметим, что моделирование ЛУВО требует больших вычислительных затрат. Чтобы их существенно уменьшить, использовали метод собственных деформаций, подробно описанный в работе [8].

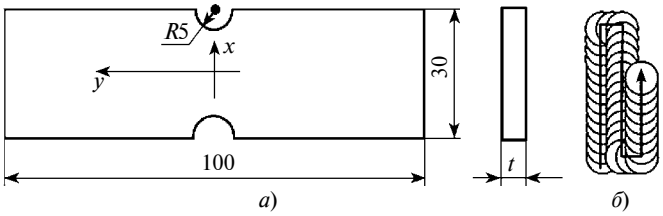


Рис. 2. Геометрические размеры образцов (*а*) и направление зигзагообразного сканирования поверхности при ЛУВО (*б*)

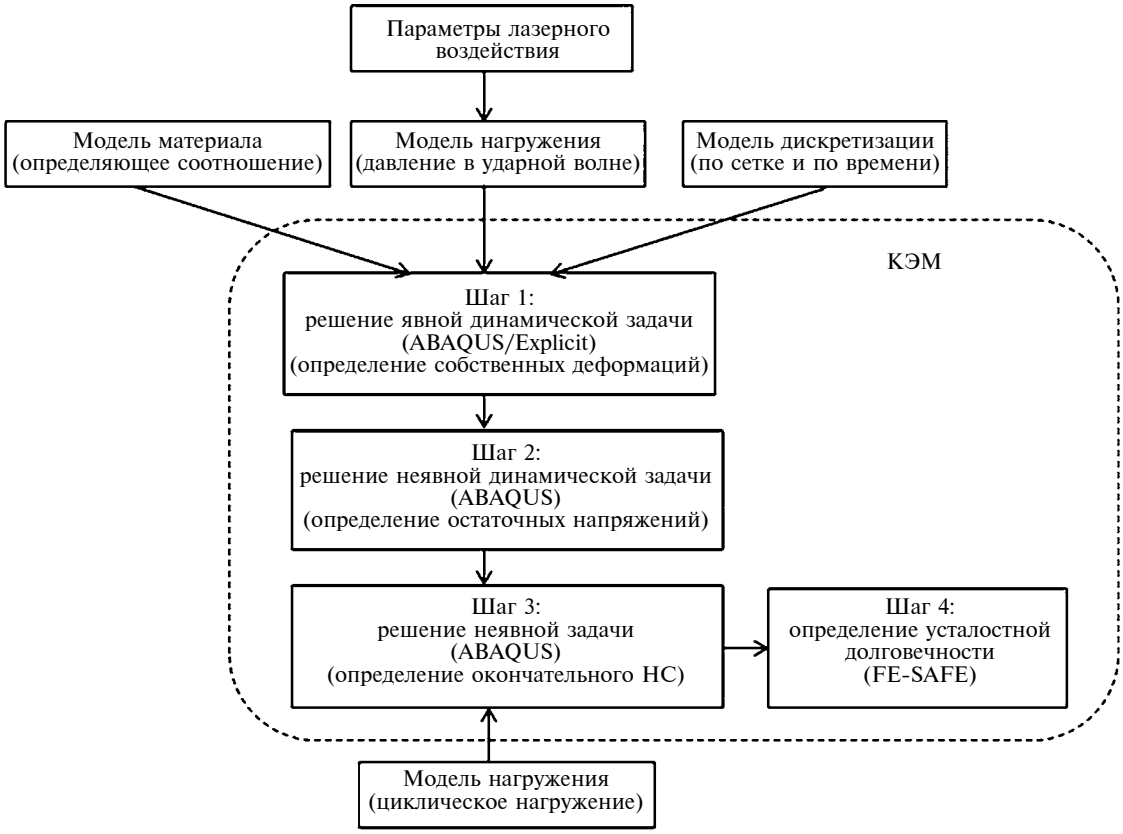


Рис. 3. Алгоритм моделирования технологии ЛУВО при определении усталостной долговечности

Прикладываемой к поверхности образца нагрузкой является импульс давления, изменение которого во времени приведено ниже:

Время, нс	0	3	5	7	9	12	15	19
Давление, ГПа	0	0,77	1,44	2,99	4,82	5,21	5,11	4,24
Время, нс	26	33	59	80	120	178	200	
Давление, ГПа	2,7	2,12	0,35	1,06	0,57	0,19	0	

Таким образом, КЭМ усталостного поведения образца проводили в условиях, полностью аналогичных условиям эксперимента в работе [6], т. е. при постоянной амплитуде, коэффициенте асимметрии цикла $R = 0{,}1$ и максимальном напряжении $\sigma_{max} = 300$ МПа.

Отметим, что для оценки вклада ЛУВО в формирование усталостной долговечности образцов также провели аналогичный анализ образцов без ЛУВО. В этом случае напряжение 300 МПа сразу прикладывали к КЭМ и полученное поле НДС передавали в FE-SAFE для последующего анализа.

Программный комплекс FE-SAFE использует современные алгоритмы анализа многоосного деформированного состояния для исследования усталостной долговечности. При этом учитываются: сложный характер циклов нагружения; анализ вероятностей зарождения трещин: размещение виртуальных тензометров на модели. Программа позволяет также анализировать усталостную прочность в зависимости от температурных воздействий с учетом ползучести материала. Подробно применение программного комплекса FE-SAFE изложено в работах [9, 10].

При ЛУВО в результате воздействия большого, но кратковременного давления скорости деформации в исследуемом материале достигают величин 10^6 с$^{-1}$ и более, поэтому при расчетах НДС в качестве определяющего соотношения используют модель Джонсона — Кука пластического деформирования материала [6]:

$$\sigma = (A + B\bar{\varepsilon}^n)(1 + C\dot{\bar{\varepsilon}}^*)[1 - (T^*)^m]. \qquad (1)$$

Здесь σ — эквивалентное напряжение по Мизесу; $\bar{\varepsilon}$ — эквивалентная пластическая деформация; $\dot{\bar{\varepsilon}}^* = \dot{\bar{\varepsilon}}/\dot{\bar{\varepsilon}}_0$ — безразмерная эквивалентная скорость деформации ($\dot{\bar{\varepsilon}}_0 = 1{,}0$ с$^{-1}$); $T^* = (T - T_0)(T_m - T_0)$ — гомологическая температура, где T — абсолютная температура; T_0 — нормальная температура; T_m — температура плавления материала образца.

Уравнение (1) содержит пять материальных констант, которые определяются эмпирически: A — статический предел текучести; B — модуль деформационного упрочнения; n — показатель степени в законе деформационного упрочнения; C — коэффициент скорости деформаций; m — показатель степени в законе температурного разупрочнения. Отметим, что модель Джонсона — Кука в анало-

гичных задачах апробирована и дает удовлетворительные результаты [11—15]. Материальные константы для коррозионно-стойкой стали 03Х22Н6М2 составили [2]: A = 520 МПа; B = 840,5 МПа; C = 0,0124; n = 0,1904; m = 0,965.

Существуют несколько основных критериев и моделей усталостного разрушения [16, 17], которые позволяют определять число циклов нагружения образца материала или элемента конструкции до разрушения:

по напряженному состоянию, например, модели Сайнса и Кроссланда;

по деформированному состоянию — классическая модель Коффина — Мэнсона (при многоосном усталостном разрушении — это обобщающие модель Коффина — Мэнсона модели: Брауна — Миллера, Фатеми — Соси, Смита — Ватсона — Топпера);

по накопленной повреждаемости — модель Лемэтра — Шабоша или модель УЛ (Университет Льежа).

В настоящей работе для анализа усталостного поведения материала использовали деформационный подход. Деформационная кривая усталости, представляющая собой зависимость амплитуды полной деформации от числа полуциклов до разрушения (кривая $\sigma—N$), обычно задается аналитически, например, в виде уравнения Коффина — Мэнсона, описывающего одноосное усталостное разрушение по изменению деформации в цикле нагружения [18]:

$$\Delta_\varepsilon/2 = \frac{\sigma'_f}{E}(2N_f)^b + \varepsilon'_f(2N_f)^c, \qquad (2)$$

где $\Delta_\varepsilon = \varepsilon_{max} - \varepsilon_{min}$ — диапазон деформации; N_f — число циклов до разрушения; E — модуль Юнга; σ'_f и ε'_f — коэффициенты соответственно усталостной прочности и вязкости (амплитуды деформации, при которых разрушение происходит за один полуцикл нагружения при отсутствии упругих деформаций); b и c — показатели степени соответственно усталостной прочности (экспонента Басквина) и вязкости (экспонента Коффина — Мэнсона).

Важными являются значения параметров σ'_f, ε'_f, b и c, входящих в уравнение (2), для отыскания которых требуются довольно дорогостоящие экспериментальные исследования. В литературе предлагаются несколько методов количественной оценки параметров Коффина — Мэнсона по известным свойствам материалов [19]: метод однородных материалов; модифицированный метод универсальных наклонов Мурилидхарана — Мэнсона, метод твердости Расла — Фатеми и метод Митчелла, приведенные в таблице [3]. Для коррозионно-стойкой стали 03Х22Н6М2 параметры Коффина — Мэнсона, определенные методом твердости, составили: σ'_f = 1443 МПа; ε'_f = 0,549; b = −0,125; c = −0,551 [3].

При обобщении соотношения Коффина — Мэнсона на случай многоосного усталостного разрушения используется модель Брауна — Миллера [2], в которой вводится понятие критической плоскости (плоскости, испытывающей максимальную нормальную амплитуду напряжений). Уравнение Брауна — Миллера предполагает, что максимальное усталостное повреждение возникает в плоскости, испытывающей максимальную амплитуду деформации сдвига, и что это повреждение возникает как от самого напряжения сдвига, так и от нормального напряжения, действующего в плоскости, перпендикулярной к критической. Уравнение Брауна — Миллера дает удовлетворительную оценку усталостного повреждения материалов при малоцикловой усталости при сложных (как изгибных, так и крутильных) воздействиях и подходит практически для всех пластических материалов. Улучшенный вариант уравнения Брауна — Миллера с коррекцией по среднему нормальному напряжению разработал Ф. А. Кандил. Авторы использовали так называемую модель Брауна — Миллера — Кандила [4]:

$$\frac{\Delta_\gamma}{2} + \frac{\Delta_{\varepsilon_n}}{2} = 1{,}65\frac{(\sigma'_f - \sigma_m)}{E}(2N_f)^b + 1{,}75\varepsilon'_f(2N_f)^c, \qquad (3)$$

где Δ_γ — размах максимальных сдвиговых деформаций, достигаемых в критической плоскости; Δ_{ε_n} — размах нормальных деформаций в этой

Методы определения параметров Коффина — Мэнсона

Параметр	Метод однородных материалов	Модифицированный метод универсальных наклонов Мурилидхарана — Мэнсона	Метод твердости Расла — Фатеми	Метод Митчела
σ'_f, МПа	$1{,}5\sigma_т$	$0{,}623(\sigma_т/E)^{0{,}832}$	$4{,}25(HB) + 225$	$\sigma_т + 45$
ε'_f	$0{,}59\alpha$; $\alpha = 1{,}375 - 125(\sigma_т/E)$	$0{,}0196\varepsilon_f^{0{,}155}(\sigma_т/E)^{-0{,}53}$	$\frac{1}{E}[0{,}32(HB)^2 - 487(HB) + 191\,000]$	ε_f
b	−0,087	−0,09	−0,09	$-\frac{1}{6}\lg\left[\frac{2(\sigma_т + 435)}{\sigma_т}\right]$
c	−0,58	−0,56	−0,56	−0,6

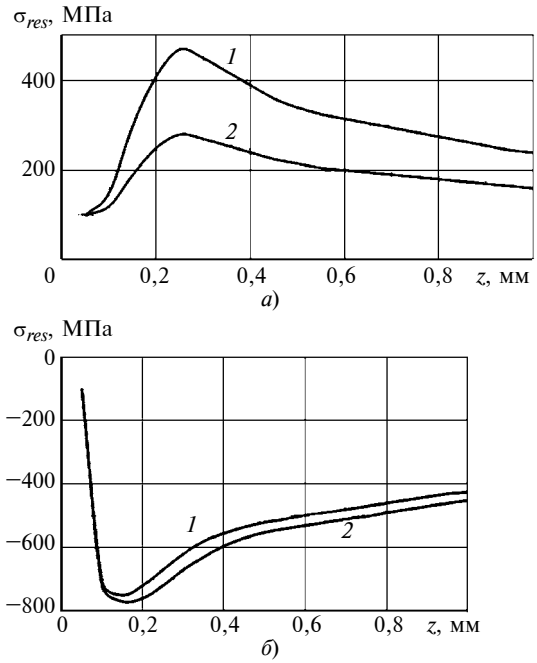


Рис. 4. Распределение остаточных напряжений σ_{res} по глубине z образца до (*а*) и после (*б*) ЛУВО

плоскости; σ_m — среднее за цикл нормальное напряжение.

Согласно рекомендациям работы [4] для нашего случая наиболее реальную оценку усталостной долговечности (максимально приближенную к экспериментальным данным) дает третья теория прочности — теория максимальных касательных напряжений.

Авторы использовали этот критерий как основной при исследовании многоосной усталости (хотя в литературе используются и другие теории прочности). Анализировали процессы, протекающие в плоскостях, перпендикулярной и под углом 45° к критической. Алгоритм исследований: усталостные долговечности определяют сначала в каждой из трех главных плоскостей, а затем последовательно в восемнадцати вспомогательных плоскостях, разнесенных на 10°. В каждой плоскости через главные деформации вычисляли касательные и нормальные напряжения, средние нормальные напряжения и на последнем этапе усталостные долговечности. За расчетную усталостную долговечность принимается минимальное из всех значений и для всех плоскостей.

Как правило, описанный выше алгоритм использует кривую "напряжение — усталостная долговечность", определяемую уравнением [5]

$$\frac{\Delta_\gamma}{2} = 1{,}3\frac{\sigma'_f}{E}(2N_f)^b + 1{,}5\varepsilon'_f(2N_f)^c. \qquad (4)$$

В расчетах использовали уточненную формулу Морроу, в которую ввели скорректированное согласно рекомендациям работы [5] среднее напряжение σ_m:

$$\frac{\Delta_\gamma}{2} = 1{,}3\frac{(\sigma'_f - \sigma_m)}{E}(2N_f)^b + 1{,}5\varepsilon'_f(2N_f)^c. \qquad (5)$$

Однако существуют и другие модели, учитывающие влияние среднего напряжения σ_m на усталостную долговечность [19].

Распределения ОН по глубине образца толщиной 4 мм до и после ЛУВО показаны на рис. 4. Напряжения σ_{xx} (линия *1*) параллельны направлению сканирования ЛУВО, а напряжения σ_{yy} (линия *2*) — перпендикулярны этому направлению. Видно, что до ЛУВО в образце наблюдаются значительные растягивающие ОН. Максимальные растягивающие ОН $\sigma_{xx} = 475$ МПа и располагаются на глубине $z \approx 0{,}25$ мм (см. рис. 4, *а*), напряжения $\sigma_{yy} = 260$ МПа и располагаются примерно на той же глубине. После ЛУВО распределение ОН резко меняется (см. рис. 4, *б*). Максимальные сжимающие ОН $\sigma_{yy} \approx 765$ МПа и располагаются на глубине $z \approx 0{,}2$ мм.

Положительное влияние технологии ЛУВО на повышение усталостной долговечности (числа циклов до разрушения) показано на рис. 5. Отметим, что усталостная долговечность образцов до ЛУВО рассматривалась как реперная (см. рис. 5, линия *1*), с которой сравнивали данные после ЛУВО (линия *2*). Все образцы подвергали одинаковым усталостным нагружениям ($\sigma_{max} = 300$ МПа), т. е. реализовывалась мягкая схема нагружения. Усталостная долговечность для образцов толщиной $t = 4$ мм после ЛУВО повысилась на ≈79 %, для образцов толщиной 3 мм — на 143 %, а для образцов толщиной 2 мм — на 305 %. Полученные результаты отчетливо показывают, что чем тоньше образец, тем эффективнее применение ЛУВО для увеличения усталостного ресурса. Это следует учитывать при проектировании и использовании ответственных тонкостенных конструкций.

На рис. 6 приведено распределение усталостной долговечности по глубине образца толщиной 4 мм. Результаты обработки образца толщиной 4 мм по

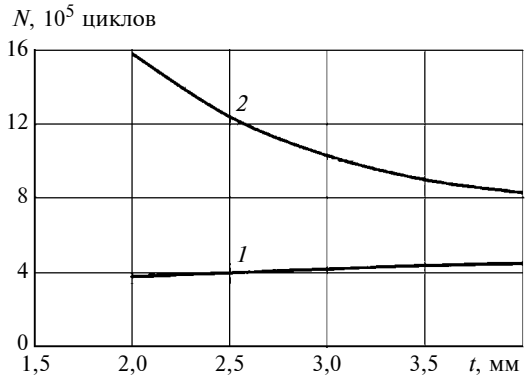


Рис. 5. Число циклов до инициирования усталостной трещины до (линия *1*) и после (линия *2*) ЛУВО

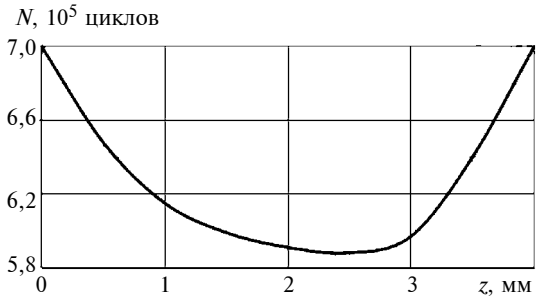


Рис. 6. Распределение расчетной усталостной долговечности *N* по глубине *z* в образце толщиной 4 мм

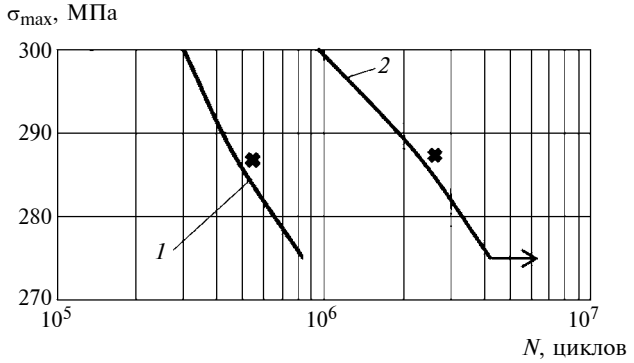


Рис. 7. Кривые усталостной долговечности до (линия *1*) и после (линия *2*) ЛУВО:

крестиками показаны экспериментальные результаты [6] для σ_{max} = 287,5 МПа и образца толщиной 4 мм

технологии ЛУВО рассчитывали по критерию максимальных касательных напряжений. Численный анализ усталостной долговечности показал минимальный ресурс $5{,}94 \cdot 10^5$ циклов (процесс инициирования усталостной трещины) в центре образца на глубине ≈ 2,3 мм; максимальное значение — $7 \cdot 10^5$ циклов, в приповерхностных областях (до глубины 0,25 мм).

Расчет усталостной долговечности для образца толщиной 4 мм приведен на рис. 7 в виде классической кривой усталости σ—N (в координатах "максимальное приложенное напряжение — число циклов до разрушения"). Для образцов без ЛУВО при напряжении σ_{max} = 287,5 МПа получили число циклов до разрушения 460 600, после ЛУВО — 2 228 500 циклов, т. е. увеличение составило ≈ 297 %; при напряжении σ_{max} = 275 МПа до ЛУВО получили 836 700 циклов, после ЛУВО — 4 200 000 циклов (точка обозначена стрелкой на рис. 7). В этом случае эффект от применения ЛУВО составил ≈ 402 %. Отсюда следует и экспериментально подтвержденная закономерность [6], что при уменьшении максимальных напряжений (σ_{max}) усталостная долговечность образцов после ЛУВО значительно увеличивается. Наблюдается приемлемое совпадение расчетных и экспериментальных результатов [6].

Известно, что усталостная долговечность материала связана с накоплением пластической деформации в локальных областях, что, в свою очередь, после нескольких циклов нагружения приводит к образованию усталостных трещин. Остаточные напряжения сжатия, вызванные ЛУВО, демпфируют воздействие внешних сил и уменьшают деформацию в приповерхностной области. Аналогичным образом, повышение твердости материала, которому также способствует ЛУВО [4], замедляет возникновение усталостных трещин в уязвимых местах. Следовательно, можно заключить, что в результате создания мощных сжимающих остаточных напряжений в приповерхностной области и повышения микротвердости поверхности технология ЛУВО создает синергетический эффект, что приводит к значительному увеличению усталостного ресурса материалов.

Отметим, что использование модуля FE-SAFE позволяет также прогнозировать и остаточный ресурс конструкции по упрощенной формуле:

$$N_{res} = N_m + N_a,$$

где N_m и N_a — числа циклов до образования соответственно макротрещины и лавинообразной трещины.

Существует ряд предположений по установлению количественных связей между остаточными напряжениями и твердостью. В настоящей работе авторы используют наиболее простую и адекватную модель Карлссона — Ларссона [20]:

$$H = \frac{H_0}{1 - (\sigma_R / 3\sigma_т)}, \qquad (7)$$

где H — твердость при наличии остаточных напряжений; H_0 — начальная твердость (при отсутствии остаточных напряжений); σ_R — остаточное напряжение; $\sigma_т$ — предел текучести материала.

Формула (7) получена для случая плоского однородного напряженного состояния.

Сравнение профилей микротвердости для необработанных и обработанных ЛУВО образцов показало (рис. 8), что микротвердость необработанного

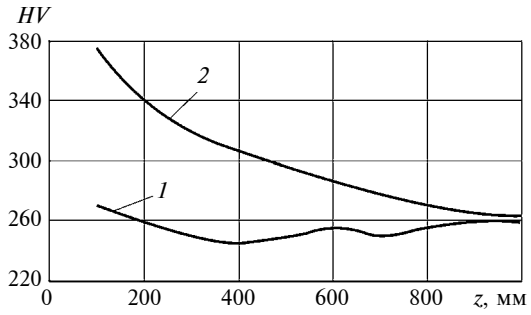


Рис. 8. Распределение микротвердости *HV* образца по глубине *z* образца до (линия *1*) и после (линия *2*) ЛУВО

материала почти постоянна по глубине и равна ≈ 260 *HV*. Максимальная микротвердость 370 *HV* после ЛУВО получена на глубине 100 мкм, что соответствует ее увеличению на ≈ 42,5 %, затем она плавно уменьшается до микротвердости необработанного материала на глубине ≈ 900 мкм. Существенное преимущество обработки материалов по технологии ЛУВО состоит в том, что она повышает твердость и устраняет анизотропию в приповерхностной области (значение ≈ 370 *HV* сохраняется постоянным в обоих направлениях до глубины 100 мкм).

Таким образом, моделирование технологии ЛУВО методом конечных элементов с последующим анализом усталостной долговечности позволяет сделать достоверный прогноз наступления критического состояния конструкции по критерию максимальных касательных напряжений.

Приведенный алгоритм КЭМ является мощным инструментом для определения и оптимизации параметров воздействия ЛУВО применительно к конкретным компонентам машин, особенно тонкостенным конструкциям, на стадиях их проектирования и изготовления.

Положительное влияние технологии ЛУВО на усталостные характеристики конструкционных материалов доказано многими исследованиями. Видимо следует считать, что улучшение усталостных характеристик материалов при ЛУВО является результатом синергетического эффекта поверхностного упрочнения (повышения микротвердости) и создания полезных сжимающих остаточных напряжений (СОН) в приповерхностной области. Поверхностное упрочнение уменьшает скорость зарождения трещины, а СОН уменьшают скорость распространения существующих трещин.

Авторы выражают благодарность канд. техн. наук Н. А. Власову за помощь в проведении расчетов в конечно-элементных пакетах ABAQUS и FE-SAFE.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Peyre P., Fabbro R.** Laser shock processing: a review of the physics and applications // Opt. Quant. Electron. 1995. N. 27. P. 1213—1229.

2. **Effect** of Laser Shock Processing on fatigue life of 2205 duplex stainless steel notched specimens / C. A. Vázquez Jiménez, G. Gómez Rosas, C. Rubio González, S. Hereñú // Opt. Laser Technol. 2017. N. 907. P. 308—315.

3. **Peyre P., Chaieb I., Braham C.** FEM calculations of residual stresses induced by laser shock processing in stainless steels // Model. Simul. Mater. Sci. Eng. 2007. N. 15. P. 205—221.

4. **Effect** of laser shock processing on fatigue crack growth of duplex stainless steel / C. Rubio-González, C. Felix-Martinez, G. Gomez-Rosas, et. al. // Mater. Sci. Eng. A. 2011. N. 528. P. 914—919.

5. **Residual** stress and fatigue life in laser shock peened open hole samples / S. D. Cuellar, M. R. Hill, A. T. DeWald, J. E. Rankin // Int. J. Fatigue. 2012. N. 44. P. 8—13.

6. **Fatigue** behaviour of geometric features subjected to laser shock peening: experiments and modeling / M. Achintha, D. Nowell, D. Fufari, et. al. // Int. J. Fatigue. 2014. N. 62. P. 171—179.

7. **Ivetic G.** Three-dimensional FEM analysis of laser shock peening of aluminium alloy 2024—T351 thin sheets // Surf. Eng. 2011. N. 27. P. 445—453.

8. **Korsunsky A. M.** Residual elastic strain due to laser shock peening: modelling by eigenstrain distribution // J. Strain Anal. Eng. Des. 2006. V. 41 (3). P. 195—204.

9. **Прогнозирование** усталостной прочности рабочих колес центробежных насосных агрегатов с помощью решений SIMULIA: Abaqus, fe-safe и комплекса гидродинамического анализа FlowVision / С. Тропкин, А. Девятов, А. Винклер и др. // САПР и графика. 2014. № 5. С. 1—6.

10. **Закирничная М. М., Кульшарипов И. М.** Особенности расчета ресурса безопасной эксплуатации клиновых задвижек с учетом рабочих параметров в технологических трубопроводах // Нефтегазовое дело. 2016. Т. 14. № 4. С. 121—125.

11. **Сахвадзе Г. Ж.** Особенности конечно-элементного моделирования остаточных напряжений, возникающих в материале при лазерно-ударно-волновой обработке, с использованием метода собственных деформаций // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2018. № 4. С. 87—96.

12. **Сахвадзе Г. Ж.** Конечно-элементное моделирование технологии многократной лазерно-ударно-волновой обработки материалов с использованием метода собственных деформаций // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2018. № 5. С. 91—98.

13. **Сахвадзе Г. Ж., Пугачев М. С., Киквидзе О. Г.** Технология двухсторонней лазерно-ударно-волновой обработки материалов // Вестник машиностроения. 2016. № 10. С. 71—76.

14. **Сахвадзе Г. Ж., Кавтарадзе Р. З., Никабадзе М. У.** Использование метода собственных деформаций при моделировании технологий однократной и многократной лазерно-ударно-волновой обработки материалов // Вестник машиностроения. 2018. № 7. С. 41—46.

15. **Сахвадзе Г. Ж., Пугачев М. С., Киквидзе О. Г.** Особенности упрочнения материалов технологией лазерно-ударно-волновой обработки // Упрочняющие технологии и покрытия. 2016. № 9 (141). С. 20—25.

16. **Махутов Н. А.** Прочность и безопасность: фундаментальные и прикладные исследования. Новосибирск: Наука, 2008. 528 с.

17. **Махутов Н. А.** Критериальная база прочности, ресурса, надежности, живучести и безопасности машин и человеко-машинных комплексов // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2013. № 5. С. 25—36.

18. **Исследование** различных режимов усталостного разрушения и оценка долговечности диска компрессора газотурбинного двигателя / Н. Г. Бураго, А. Б. Журавлев, И. С. Никитин, В. Л. Якушев // Математическое моделирование. 2016. Т. 28. № 2. С. 53—64.

19. **Оценка** малоцикловой усталости на основе использования зависимости Мэнсона — Коффина при отнулевом цикле "мягкого" нагружения / В. Ф. Павлов, В. А. Кирпичев, Е. Е. Кочерова, А. С. Злобин // Вестник Самарского университета. Аэрокосмическая техника, технологии и машиностроение. 2017. Т. 16. № 1. С. 129—136.

20. **Carlsson S., Larsson P. L.** On the determination of residual stress and strain fields by sharp indentation testing. Part 1: theoretical and numerical analysis // Acta mater. 2001. V. 49. P. 2179—2191.

УДК 621.9.025.72

В. А. ГРЕЧИШНИКОВ (МГТУ "СТАНКИН"), e-mail: PMPivkin@gmail.com

Повышение точности формирования режущей кромки резца при нарезании наружных резьб глубокого профиля

Проанализированы факторы, влияющие на формирование режущей кромки резца и ее размеры при нарезании резьб глубокого профиля: допуск на профиль резьбы, погрешность установки резца, погрешность при его заточке, припуск на шлифование для высокоточных резьб.

Ключевые слова: резец, режущая кромка, резьба, профиль, точность, шлифование.

The factors influencing on the formation of the tool cutting edge and its dimensions when cutting deep threads are analyzed: tolerance for the thread profile, the accuracy of the cutter set-up, the error when sharpening it, grinding allowance for high-precision threads.

Keywords: cutter, cutting edge, thread, profile, accuracy, grinding.

При изготовлении таких изделий, как ходовые винты, детали с упорной резьбой, винты шариковых передач и пр., нарезают резьбы глубокого профиля. Для этого используют конструктивно несложные и сравнительно простые в изготовлении резцы цельной или сборной конструкции. При этом основной задачей является формирование режущей кромки резца и ее расположение относительно профиля детали.

На рис. 1 представлен профиль резьбы глубокого профиля и расположения режущей кромки резца. Зоной I обозначено поле допуска на деталь, зоной II — поле допуска на расположение режущей кромки. Если данный резец используют для окончательной обработки, то его режущая кромка должна обеспечивать предельный допуск на деталь. Допуск $\Delta_и$ на инструмент зависит от допуска $\Delta_д$ на деталь: $\Delta_и = (0{,}3 \div 0{,}5)\Delta_д$. При этом расположение границ допуска $\Delta_и$ зависит от ряда факторов, которые необходимо учитывать.

В общем случае допуск на инструмент является функцией $\Delta_и = f(\Delta_{пр}, \Delta_{из}, \Delta_г, \Delta_{ус})$, где $\Delta_{пр}$ — погрешность метода профилирования; $\Delta_{из}$ — погрешность режущей кромки при изготовлении инструмента; $\Delta_г$ — погрешность, зависящая от геометрических параметров инструмента; $\Delta_{ус}$ — погрешность установки.

Каждый из вышеперечисленных факторов следует учитывать. Для этого необходимо оценить их влияние, что во многих случаях является весьма сложной задачей.

Погрешность $\Delta_{пр}$ профилирования зависит от выбора режущей кромки.

Погрешность $\Delta_{из}$ изготовления инструмента зависит от способа заточки для цельного инструмента и точности изготовления корпуса сборного резца.

Погрешность $\Delta_г$ от геометрических параметров определяется функцией $\Delta_г = f(\Delta\gamma_и, \Delta\alpha_и, \Delta\lambda_и)$, где $\Delta\gamma_и$, $\Delta\alpha_и$, $\Delta\lambda_и$ — погрешности на передний угол резца. При этом каждый из трех параметров влияет на выбор метода формообразования и варианта установки резца.

Возможны следующие сочетания геометрических параметров:

1) $\gamma_и = 0$; $\alpha_и > 0$; $\lambda_и = 0$;
2) $\gamma_и > 0$; $\alpha_и > 0$; $\lambda_и = 0$;
3) $\gamma_и = 0$; $\alpha_и > 0$; $\lambda_и > 0$;
4) $\gamma_и > 0$; $\alpha_и > 0$; $\lambda_и > 0$.

Погрешность установки резца зависит от точности расположения режущей кромки относительно осей координат X, Y, Z и угла $\lambda_{ус}$ установки относительно оси изделия: $\Delta_{ус} = f(\Delta X, \Delta Y, \Delta Z, \lambda_{ус})$. Это справедливо и при окончательной обработке резьбовым резцом, и при предварительной обработке с последующим шлифованием. В последнем случае зона III (см. рис. 1) является зоной припуска под шлифование, а зона IV — зоной допуска на форму режущей кромки резца.

Схема установки резца относительно оси Z детали и системы координат XYZ представлена на рис. 2.

Положение передней поверхности *1* резца при $\gamma_и = 0$, $\alpha_и > 0$, $\lambda_и = 0$, $\lambda_{ус} = 0$ предполагает сходимость профилей детали и инструмента в пределах поля допуска на инструмент. В этом случае при обработке получают архимедову винтовую поверхность.

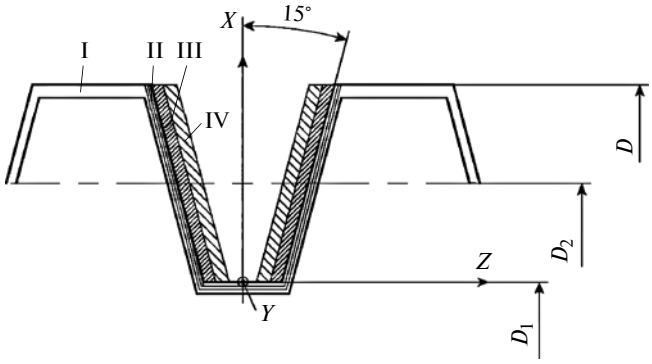


Рис. 1. Схема допусков на изготовление детали и резца

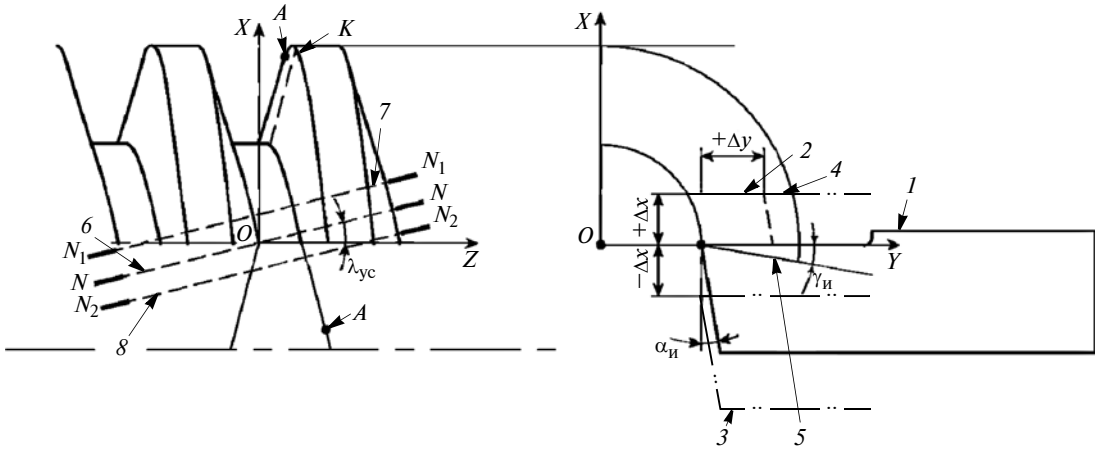


Рис. 2. Варианты расположения токарного резца относительно оси детали и системы координат *XYZ*

Если есть погрешность установки ($+\Delta x$ или $-\Delta x$), то получают конвалютную винтовую поверхность. Для нахождения погрешности необходимо определить форму профиля в осевом сечении *K* при положениях *1* и *2* резца и сравнить с заданным профилем *A*. Данная схема применима и при погрешностях $+\Delta x$ и $+\Delta y$ установки (положение *4*).

При втором варианте сочетаний геометрических параметров ($\gamma_и > 0$, $\alpha_и > 0$, $\lambda_и = 0$, $\lambda_{ус} = 0$) передняя поверхность резца занимает положение *5*, что приводит к образованию конвалютной винтовой поверхности, профиль которой определяется в осевом сечении *K* детали и сравнивается с заданным профилем *A*.

При угле $\tau > 3 \div 5°$ наклона винтовой линии по диаметру D_2 для оптимизации условий резания для правой и левой режущих кромок применяют третье сочетание геометрических параметров ($\gamma_и = 0$, $\alpha_и > 0$, $\lambda_и > 0$, $\lambda_{ус} = \tau$). В этом случае режущая кромка находится в плоскости *N—N* (положение *6*), а при погрешности установки — в плоскости $N_1—N_1$ (положение *7*) или в плоскости $N_2—N_2$ (положение *8*). В любом случае получается конвалютная винтовая поверхность. Необходимо определить форму профиля в сечении *K* и сравнить профиль с заданным профилем *A*.

Таким образом, решается прямая или обратная задача. Решение прямой задачи предполагает определение профиля резца в плоскости передней поверхности, а решение обратной задачи заключается в определении профиля резьбы в осевом сечении детали при заданном профиле резца в плоскости передней поверхности.

Рассмотрим формирование режущей кромки в зависимости от положения резца.

Положение *1* предполагает вариант сочетаний $\gamma_и = 0$, $\alpha_и > 0$, $\lambda_и = 0$, $\lambda_{ус} = 0$. В этом случае профиль передней поверхности резца совпадает с профилем *A*. При изготовлении резца и его установке режущая кромка резца должна находиться в зоне II поля допуска (см. рис. 1).

Если резец установлен со смещением относительно оси заготовки и системы координат *XYZ* (положения *2—4*), то решается обратная задача: по профилю резца определяют профиль резьбы в сечении *K*.

Смещение $\pm\Delta x$ режущей кромки приводит к формированию конвалютной поверхности, профиль которой определяется в сечении *K*. При сравнении профилей необходимо учитывать положение режущей кромки в пределах зоны допуска *I*.

При выполнении резца с передним углом $\gamma_и = 0$ и с сочетанием $\alpha_и > 0$, $\lambda_и = 0$, $\lambda_{ус} = 0$ решается прямая задача: по профилю в осевом сечении детали определяем профиль резца в плоскости передней поверхности.

Если резец располагается под углом к оси заготовки (положение *6*) (угол подъема резьбы больше 5°), то для выравнивания условий резания на боковых режущих кромках при $\gamma_и = 0$, $\alpha_и > 0$, $\lambda_и = 0$, $\lambda_{ус} > 0$ решается прямая задача определения профиля резца в плоскости передней поверхности.

При смещении резца, находящегося в плоскости *N—N* (положение *6*), в плоскость $N_1—N_1$ (положение *7*) или плоскость $N_2—N_2$ (положение *8*) решается обратная задача. Исходным является профиль резца в плоскости $N_1—N_1$. Его совмещают с плоскостью $N_1—N_1$ или плоскостью $N_2—N_2$, по профилю резца определяют профиль детали в сечении *K* и сравнивают с исходным осевым сечением *A* профиля.

Для выбора решения задачи составлена таблица, в которой отражены все сочетания геометрических параметров, положения резца, зоны допуска на расположение режущей кромки, вид задачи, варианты обработки (окончательная, предварительная под шлифование) и получаемые поверхности (архимедова, конвалютная).

В таблице представлено десять вариантов, и только первый вариант позволяет определить профиль резца, который совпадает с профилем осевого сечения резьбы. Во всех остальных случаях для оп-

Вариант	Сочетание параметров	Позиции на рис. 2	Зона допуска (см. рис. 1)	Вид задачи	Обработка	Поверхность
1	$\gamma_и = 0$; $\alpha_и > 0$; $\lambda_и = 0$; $\lambda_{ус} = 0$	*1*	II	Пр.	Ок	Архимедова
2	$\gamma_и = 0$; $\alpha_и > 0$; $\lambda_и = 0$; $\lambda_{ус} = 0$	*2—4*	I (II)	Обр.	Ок	Конвалюта
3	$\gamma_и > 0$; $\alpha_и > 0$; $\lambda_и = 0$; $\lambda_{ус} = 0$	*5*	II	Прям.	Ок	Архимедова
4	$\gamma_и = 0$; $\alpha_и > 0$; $\lambda_и = 0$; $\lambda_{ус} > 0$	*6*	II	Прям.	Ок	Архимедова
5	$\gamma_и = 0$; $\alpha_и > 0$; $\lambda_и = 0$; $\lambda_{ус} > 0$	*7, 8*	II (I)	Обр.	Ок	Конвалюта
6	$\gamma_и = 0$; $\alpha_и > 0$; $\lambda_и = 0$; $\lambda_{ус} = 0$	*1*	IV	Прям.	Пр	Архимедова
7	$\gamma_и = 0$; $\alpha_и > 0$; $\lambda_и = 0$; $\lambda_{ус} = 0$	*2—4*	IV	Обр.	Пр	Конвалюта
8	$\gamma_и > 0$; $\alpha_и > 0$; $\lambda_и = 0$; $\lambda_{ус} = 0$	*5*	IV	Прям.	Пр	Архимедова
9	$\gamma_и = 0$; $\alpha_и > 0$; $\lambda_и = 0$; $\lambda_{ус} = 0$	*6*	IV	Прям.	Пр	Архимедова
10	$\gamma_и = 0$; $\alpha_и > 0$; $\lambda_и = 0$; $\lambda_{ус} > 0$	*7, 8*	IV	Обр.	Пр	Конвалюта

Примечание. Прям. — прямая, Обр. — обратная, Ок — окончательная, Пр — предварительная.

ределения формы режущей кромки резца в плоскости передней поверхности или определяется форма профиля в осевом сечении детали, или решаются задачи графически или аналитически. Решение сводится к определению формы кривой при пересечении винтовой поверхности (архимедовой, конвалютной) с плоскостью передней поверхности резца и приведение этого сечения в осевую плоскость детали. В результате совместного решения уравнений винтовой поверхности и плоскости формируется трансцендентное уравнение, решение которого осуществляется известными методами приближения.

На рис. 3 представлена последовательность решения задачи по формированию режущей кромки резца.

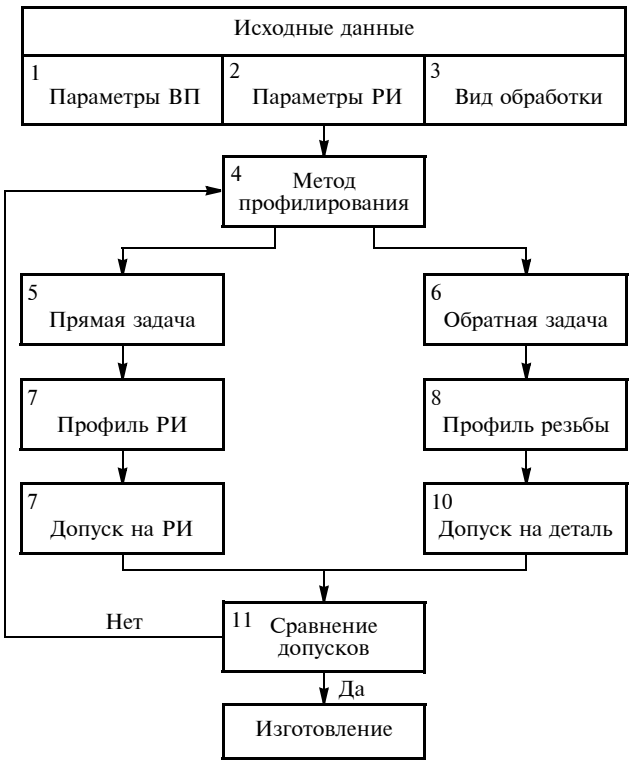


Рис. 3. Алгоритм задачи по формированию режущей кромки резца

Исходные данные для проектирования резца включают в себя параметры винтовой поверхности (блок *2*), параметры режущего инструмента (блок *3*), вид обработки (блок *4*). В блоке *5* осуществляется выбор метода проектирования (см. таблицу). Далее выбирается решение (прямая или обратная задача) (блоки *7* или *8*), затем выбор вида проектирования (графическое, аналитическое) (блоки *10—12*). Сравниваются результаты расчета с полем допуска на инструмент или деталь, и на основании полученных результатов принимается решение об изготовлении детали или возврате к блокам *5—7*.

Таким образом, установлено, что наиболее важным фактором при формировании режущей кромки резца при нарезании резьб глубокого профиля является допуск на профиль резьбы, погрешности установки резца и его заточки.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Гречишников В. А.** Наука и искусство системного моделирования инструментального обеспечения машиностроительных производств: монография. М.: КУРС, 2016. 376 с.
2. **Гречишников В. А., Кирсанов С. В.** Справочник конструктора-инструментальщика. М.: Машиностроение, 2004. 560 с.
3. **Гречишников В. А.** Наука и искусство системного моделирования инструментального обеспечения машиностроительных производств: Монография. М.: КУРС, 2016. 374 с.
4. **Гречишников В. А., Григорьев С. Н., Кирсанов С. В.** Металлорежущие инструменты. М.: МГТУ "СТАНКИН", 2005. 567 с.
5. **Лашнев С. И., Юликов М. И.** Расчет и конструирование металлорежущих инструментов с применением ЭВМ. М.: Машиностроение, 1975. 390 с.
6. **Machining** of thin-walled parts produced by additive manufacturing technologies / A. Isaev, V. A. Grechishnikov, P. M. Pivkin, M. P. Kozochkin // Procedia CIRP 48. Research and Innovation in Manufacturing: Key Enabling Technologies for the Factories of the Future // Proceedings of the 48th CIRP "Conference on Manufacturing Systems". 2016. P. 1023—1026.
7. **Grechishnikov V. A., Pivkin P. M., Isaev A. V.** Improving the precision of complex parts in external turning // Russian Engineering Research. 2015. Vol. 35. N. 12. P. 892—895.