ВЕСТНИК машиностроения

ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ И ПРОИЗВОДСТВЕННЫЙ ЖУРНАЛ

6

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

Фомин М. В., Фомина И. М. — Повышение эффективности работы молекулярных ступеней со спиральными каналами гибридного турбомолекулярного вакуумного насоса . . . 3

Ларин С. Н., Платонов В. И. — Оценка изменения предельных геометрических характеристик заготовки в процессе пневмоформовки прямоугольных каналов в многослойных конструкциях . . . 7

Юшин Е. С. — Комплексная методика оценки текущего технического состояния нефтегазопромыслового оборудования по развитию трещиноподобных дефектов при циклическом деформировании в агрессивных средах . . . 11

Утенков В. М., Досько С. И., Молчанов А. А., Бренгауз А. Р. — Модальная диагностика конструкций токарных станков со станинами из композитных материалов . . . 17

Гордеев Б. А., Любимов А. К., Охулков С. Н., Титов Д. Ю., Ермолаев А. И. — Влияние входного виброускорения широкополосной случайной вибрации на амплитудно-частотные характеристики гидроопор . . . 22

Хабрат Н. И., Умеров Э. Д. — Разработка конструкции, теории и расчета основных параметров полиспаста с дифференциальным блоком . . . 28

Савинкин В. В., Кузнецова В. Н., Ратушная Т. Ю., Киселев Л. А. — Исследование усталостных напряжений в фазовой структуре материала пера лопатки и оценка ресурса турбины . . . 34

Козлов П. Н. — Критерий эквивалентности сложного напряженного состояния простому растяжению для конструкционных материалов . . . 41

Проблемы трибологии — трения, изнашивания и смазки

Рощин М. Н. — Фрикционные свойства покрытий, наплавленных лазером . . . 46

Кисель А. Г., Рогачев Е. А., Евдокимова О. П., Сергеев В. А., Балова Д. Г. — Влияние физико-химических свойств СОЖ на коэффициент трения при токарной обработке разных сплавов . . . 49

ТЕХНОЛОГИЯ МАШИНОСТРОЕНИЯ

Жарков В. А. — Испытания материалов. Гибка втулок из композитов . . . 51

Воронцов А. Л. — Получение пластической деформацией крупных дисков из цилиндрических заготовок. Часть 4. Исследование деформации выступа кольцевым пуансоном . . . 57

Винокуров Г. Г., Стручков Н. Ф., Большаков А. М. — Формирование пористости в слоистой структуре износостойких модифицированных порошковых покрытий . . . 60

Гафаров А. М., Шарифов З. З., Гафаров В. А. — Исследование микротвердости поверхностей деталей, обработанных асимметрично-безотрывочной притиркой . . . 65

Кабалдин Ю. Г., Шатагин Д. А., Кузьмишина А. М. — Использование цифровой модели режущего инструмента при его выборе . . . 70

Климов А. С., Анциборов А. Н., Климов В. С, Кудинов А. К. — Управление током при контактной сварке . . . 75

Проблемы теории и практики резания материалов

Сизов С. В., Табаков В. П. — Моделирование воздействия импульсной лазерной обработки на композицию "твердосплавная основа — износостойкое покрытие" . . . 80

Ходжибергенов Д. Т., Ибрагимова З. А., Ходжибергенова У. Д., Абдукаримов А., Шеров К. Т., Есиркепов А. — Некоторые аспекты программного обеспечения в проектировании и испытании режущих инструментов . . . 85

CONTENTS

DESIGN, CALCULATION, TESTS AND RELIABILITY OF MACHINES

Fomin M. V., Fomina I. M. — Improving the effectiveness of molecular steps with spiral channels of a hybrid turbomolecular vacuum pump

Larin S. N., Platonov V. I. — Assessment of changes in the limiting geometric characteristic of the workpiece in the process of pneumatic molding of rectangular channels in multilayer structures

Yushin E. S. — Comprehensive method of assessment of the current technical state of oil and gas equipment with respect to the development of crack-like defects at cyclic deformation in aggressive environments

Utenkov V. M., Dos'ko S. I., Molchanov A. A., Brengauz A. R. — Modal diagnostics of lathe machines structures with beds made of composite materials

Gordeev B. A., Lyubimov A. K., Okhulkov S. N., Titov D. Yu., Ermolaev A. I. — Influence of input vibration acceleration of broadband random vibration on the amplitude-frequency characteristics of hydro-bearings

Khabrat N. I., Umerov E. D. — Development of the structure, theory and calculation of the general parameters of a polyspast with a differential unit

Savinkin V. V., Kuznetsova V. N., Ratushnaya T. Yu., Kiselev L. A. — Research of fatigue stresses in the phase structure of the blade feather material and turbine life evaluation

Kozlov P. N. — The criterion of equivalence of a complex stressed state to a simple tension for structural materials

Problems of tribology — friction, wearing away and lubrication

Roshchin M. N. — Frictional properties of laser-deposited coatings

Kisel' A. G., Rogachev E. A., Evdokimova O. P., Sergeev V. A., Balova D. G. — Influence of the physical and chemical properties of the coolant on the average coefficient of friction at turning processing of different alloys

MANUFACTURING ENGINEERING

Zharkov V. A. — Tests of materials. Bending of composite bushings

Vorontsov A. L. — Production of large disks by plastic deformation from cylindrical blanks. Part 4. Research of the deformation of the protrusion by ring punch

Vinokurov G. G., Struchkov N. F., Bol'shakov A. M. — Formation of porosity in a layered structure of wear-resistant modified powder coatmgs

Gafarov A. M., Sharifov Z. Z., Gafarov V. A. — Research of the microhardness of surfaces of parts treated by asymmetrically-splinter-free lapping

Kabaldin Yu. G., Shatagin D. A., Kuz'mishina A. M. — Use of a digital model of the cutting tool at its selection

Klimov A. S., Antsiborov A. N., Klimov V. S., Kudinov A. K. — Current control at contact welding

Problems of theory and practice of materials cutting

Sizov S. V., Tabakov V. P. — Simulation of the action of pulsed laser processing on the "hard-alloy base — wear-resistant coating" composition

Khodzibergenov D. T., Ibragimova Z. A., Khodzibergenova U. D., Abdukarimov A., Sherov K. T., Esirkepov A. — Some aspects of software in cutting tools designing and testing

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

Сдано в набор 28.03.2019. Подписано в печать 18.05.2019.
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 621.66

М. В. ФОМИН, канд. техн. наук, И. М. ФОМИНА (МГТУ им. Н. Э. Баумана), e-mail: marc081939@gmail.com

Повышение эффективности работы молекулярных ступеней со спиральными каналами гибридного турбомолекулярного вакуумного насоса

Статистическим моделированием проанализирована работа молекулярных ступеней гибридного вакуумного насоса с разными видами спиральных каналов, выполненных на статорном диске. Численно показана эффективность каналов, образованных архимедовыми и логарифмическими спиралями в зависимости от направления потоков газа.

Ключевые слова: молекулярный насос, спиральный канал, максимальное быстродействие, максимальное сжатие, метод Монте-Карло.

The operation of the molecular stages of a hybrid vacuum pump with different types of spiral channels made on the stator disk are analyzed by statistical modeling. The effectiveness of channels formed by Archimedean and logarithmic spirals depending on the direction of gas flows is shown numerically.

Keywords: molecular pump, spiral channel, maximum speed, maximum compression, Monte-Carlo method.

Для создания высокого и сверхвысокого вакуума, необходимого для многих современных технологических процессов, используют гибридные турбомолекулярные вакуумные насосы, имеющие молекулярные ступени с винтовыми или спиральными каналами [1—2]. В ряде случаев это каналы с архимедовыми спиралями, выполненные на статорном диске. Молекулярные ступени значительно улучшают характеристики насосов, в том числе при низком вакууме и для всех легких газов, что позволяет снизить требования к производительности форвакуумных насосов. В настоящей статье приведены сравнительные характеристики молекулярных ступеней насоса Зигбана со спиральными каналами различных видов. Расчеты выполнены с использованием известного метода DSMC (Direct Simulation Monte Carlo) [3]. Суть этого метода состоит в моделировании случайных траекторий полета молекул идеального газа через проточную часть насоса и определении числа молекул, проходящих в прямом и обратном направлениях. Это позволяет оценить основные характеристики насоса без построения дорогостоящих натурных образцов.

Рассмотрены каналы трех видов, образованные эвольвентными, архимедовыми и логарифмическими спиралями (табл. 1). Как правило, в гибридном насосе применяют последовательно несколько молекулярных ступеней, причем статорные диски с каналами по условию сборки состоят из двух частей (по аналогии с лопаточными статорными дисками для турбомолекулярных насосов). На статорном диске молекулярной ступени с обеих сторон выполняют каналы, отличающиеся направлением спиралей (левое и правое) для создания необходимого направления движения откачиваемого газа. При постоянном направлении вращения ротора в зависимости от направления спиралей на статоре поток газа перемещается или к центру вращения ротора, или от центра.

Расчетная схема одной молекулярной ступени показана на рисунке. Диск *1* ротора — гладкий. На статорном диске *2* расположены каналы, образованные перегородками в виде спиралей. Ширина каналов с эвольвентными или архимедовыми спиралями является постоянной и не зависит от радиуса. Каналы, образованные логарифмическими спиралями, имеют переменную ширину, т. е. расширяются с увеличением радиуса.

При расчетах основных характеристик вакуумного насоса методом Монте-Карло обычно принимают следующие допущения:

режим течения однородного газа — молекулярный;

температура газа — постоянная;

модули вектора скорости молекул имеют распределение Максвелла;

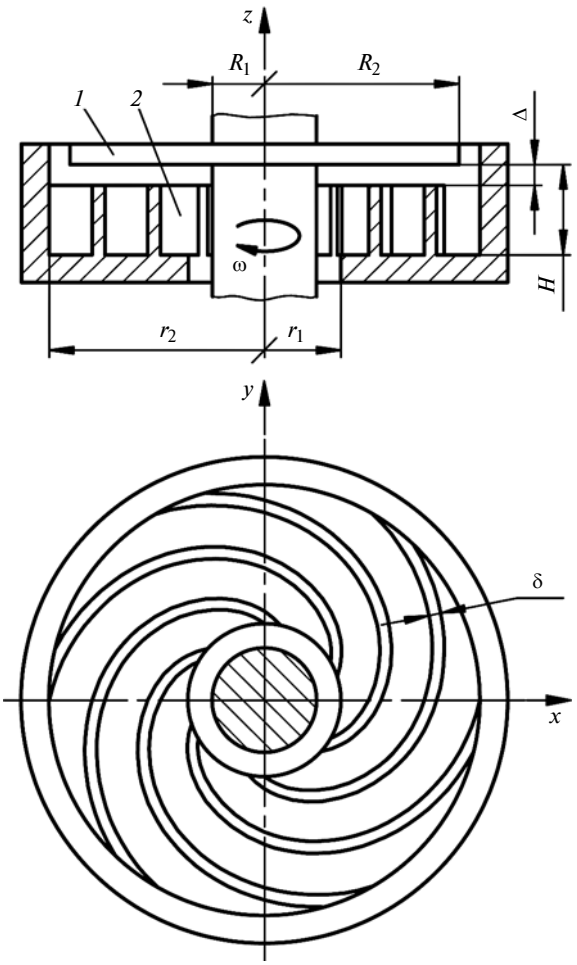


Схема к расчету молекулярной ступени со спиральными каналами эвольвентного профиля гибридного вакуумного насоса

молекулы отражаются от стенок диффузно, по закону косинуса;

число молекул, падающих на стенки каналов, равно числу отраженных.

В соответствии с принятыми допущениями скорость V молекулы газа с молярной массой M при температуре T, K, имеет распределение по закону Максвелла:

$$V = f(c)V_{\text{a}},$$

где $c = V/V_{\text{a}}$ — относительная скорость молекулы; $f(c) = \frac{32}{\pi^2}c^2\exp\left(\frac{-4c^2}{\pi}\right)$ — нормированная функция плотности вероятностей относительных скоростей молекул; $V_{\text{a}} = 145{,}5\sqrt{T/M}$ — средняя арифметическая скорость молекулы, м/с.

Для вычисления относительных скоростей c, распределенных по закону Максвелла, использовано решение уравнения интегральной функции распределения

$$F(c) = \int_0^c f(c)\mathrm{d}c = \operatorname{erf}(2c/\sqrt{\pi}) - \frac{4c}{\pi}\exp(-4c^2/\pi) = \eta,$$

где η — непрерывная случайная величина, равномерно распределенная в интервале [0, 1].

Угол φ наклона вектора V скорости по отношению к нормали на поверхности в точке старта распределен в трехмерном пространстве по закону косинуса:

$$\varphi = \arcsin\sqrt{\eta_1},$$

а угол ψ поворота проекции вектора V на плоскости, касательной к поверхности точки старта (азимутальный угол), равномерно распределен в интервале $[0, 2\pi]$

$$\psi = 2\pi\eta_2,$$

Таблица 1

Формулы для вычисления параметров спиралей

Параметр	Спираль		
	эвольвентная	архимедова	логарифмическая
Текущий полярный радиус	$r_{\text{o}}\sqrt{\theta^2+1}$	$r_{\text{o}}\theta$	$r_{\text{o}}\mathrm{e}^{p\theta}$
Начальный полярный угол θ_1 спирали	$\sqrt{(r_1/r_{\text{o}})^2-1}$	r_1/r_{o}	$\frac{1}{p}\ln(r_1/r_{\text{o}})$
Конечный полярный угол θ_2 спирали	$\sqrt{(r_2/r_{\text{o}})^2-1}$	r_2/r_{o}	$\frac{1}{p}\ln(r_2/r_{\text{o}})$
Длина L перегородки между каналами	$\frac{r_2^2-r_1^2}{2r_{\text{o}}}$	$\frac{r_{\text{o}}\left(\theta\sqrt{\theta^2+1}+\operatorname{Arsh}\theta\right)}{2}\Big\vert_{\theta_1}^{\theta_2}$	$\frac{(r_2-r_1)\sqrt{p^2+1}}{p}$

Примечание: r_{o} — радиус начальной окружности спиралей; r_1, r_2 — радиусы окружности начала и окружности концов спиральных перегородок статора; θ — полярный угол спирали; p — параметр логарифмической спирали.

где η_1, η_2 — непрерывные случайные величины, равномерно распределенные в интервале [0, 1].

Если ось z (см. рисунок) совпадает с центром вращения ротора, то траектория молекулы, стартующей с движущейся поверхности из точки с координатами x_0, y_0, z_0, может быть представлена в виде:

$$\left.\begin{aligned} x &= x_0 + Vtk - t\omega y_0; \\ y &= y_0 + Vtm + t\omega x_0; \\ z &= z_0 + Vtn, \end{aligned}\right\} \qquad (1)$$

где k, m и n — направляющие косинусы вектора скорости, которые зависят от расположения поверхности старта по отношению к выбранной системе координат; ω — угловая скорость ротора; t — время.

Поверхности проточной части каналов в общем случае можно задать уравнениями

$$F_j(x, y, z, \omega) = 0. \qquad (2)$$

Для неподвижных поверхностей проточной части в уравнениях (1) или (2) следует принять $\omega = 0$.

Совместное решение системы уравнений (1) и (2) позволяет найти координаты точек встречи полета молекул со стенками, ограничивающими каналы, и после отражения проследить траектории молекул до тех пор, пока они не покинут проточную часть насоса.

Подсчет числа N_2 молекул, покинувших проточную часть через выход проточной части, отнесенного к общему числу N молекул, запущенных со стороны входа, позволяет оценить вероятность $C_{12} = N_2/N$ прямого перехода молекул через проточную часть в направлении от периферии к центру вращения ротора. Аналогично можно определить вероятность $C_{21} = N_1/N$ обратного перехода молекул со стороны выхода к входу, где N_1 — число молекул, покинувших проточную часть через вход.

Основными параметрами откачных характеристик в данном случае являются быстрота $S_{\max}$ действия насоса при отношении давлений на входе и выходе, равном единице, и отношение $\tau_{\max}$ давлений при нулевом расходе.

Быстроту действия насоса определяют по формуле

$$S_{\max} = V_a(F_1C_{12} - F_2C_{21})/4,$$

где $F_1 = \pi(r_2^2 - R_2^2)$ — площадь входного сечения молекулярной ступени; $F_2 = \pi(r_1^2 - R_1^2)$ — площадь выходного сечения ступени.

Отношение давлений, которые пропорциональны вероятностям прямого и обратного переходов молекул через проточную часть насоса, находят по формуле

$$\tau_{\max} = F_1C_{12}/(F_2C_{21}).$$

Общее число различных поверхностей, ограничивающих проточную часть молекулярной ступени с шестью каналами (см. рисунок), равно 18: три цилиндрических поверхности, три плоскости, шесть выпуклых и шесть вогнутых спиральных поверхностей перегородок.

Ниже приведены формулы для описания поверхностей перегородок спиральных каналов в параметрической форме.

Уравнения выпуклых спиральных поверхностей перегородок каналов эвольвентного профиля имеют вид:

$$x = r_o[\cos(\theta + \nu \cdot i) + \theta\sin(\theta + \nu \cdot i)];$$

$$y = r_o[\sin(\theta + \nu \cdot i) - \theta\cos(\theta + \nu \cdot i)];$$

$$0 \le z \le h; \quad \theta_1 \le \theta \le \theta_2,$$

где $\nu = 2\pi/Z_k$ — угловой шаг каналов (Z_k — число каналов); r_o — радиус начальной окружности спиралей; θ_1 — начальный полярный угол спирали канала; θ_2 — конечный полярный угол спирали канала; $h = H - \Delta$ — высота перегородки, $i = 1, ..., Z_k$ — порядковый номер перегородки канала.

Соответственно, уравнения вогнутых спиральных поверхностей перегородок эвольвентного профиля могут быть представлены в виде:

$$x = r_o[\cos(\theta + \nu \cdot i + \delta/r_o) + \theta\sin(\theta + \nu \cdot i + \delta/r_o)];$$

$$y = r_o[\sin(\theta + \nu \cdot i + \delta/r_o) - \theta\cos(\theta + \nu \cdot i + \delta/r_o)];$$

$$0 \le z \le h; \quad \theta_1 \le \theta \le \theta_2,$$

где δ — ширина перегородки между каналами.

Уравнения выпуклых поверхностей перегородок каналов с архимедовой спиралью имеют вид:

$$x = r_o\theta[\cos(\theta + \nu \cdot i)];$$

$$y = r_o\theta[\sin(\theta + \nu \cdot i)];$$

$$0 \le z \le h; \quad \theta_1 \le \theta \le \theta_2.$$

Соответственно, уравнения вогнутых спиральных поверхностей перегородок в этом случае могут быть представлены в виде:

$$x = r_o\theta[\cos(\theta + \nu \cdot i + \delta/r_o)];$$

$$y = r_o\theta[\sin(\theta + \nu \cdot i + \delta/r_o)];$$

$$0 \le z \le h; \quad \theta_1 \le \theta \le \theta_2.$$

Уравнения выпуклых поверхностей перегородок каналов с логарифмической спиралью запишутся как

$$x = r_o e^{p\theta}[\cos(\theta + \nu \cdot i)];$$

$$y = r_o e^{p\theta}[\sin(\theta + \nu \cdot i)];$$

$$0 \le z \le h; \quad \theta_1 \le \theta \le \theta_2,$$

где p — параметр логарифмической спирали.

Соответственно, уравнения вогнутых спиральных поверхностей перегородок с логарифмической спиралью могут быть представлены в виде:

$$x = r_o e^{p\theta}[\cos(\theta + \nu \cdot i + \delta\sqrt{p^2 + 1}/(r_o p))];$$

$$y = r_o e^{p\theta}[\sin(\theta + \nu \cdot i + \delta\sqrt{p^2 + 1}/(r_o p))];$$

$$0 \le z \le h; \quad \theta_1 \le \theta \le \theta_2.$$

В качестве иллюстрации ниже приведен пример сравнительного расчета основных характеристик молекулярных ступеней со спиральными каналами трех различных видов.

Исходные данные, общие для всех вариантов (см. рисунок):

минимальный радиус диска ротора $R_1 = 30$ мм;

максимальный радиус диска ротора $R_2 = 78$ мм;

радиус окружности начала спиралей на статоре $r_1 = 35$ мм;

радиус окружности концов спиралей на статоре $r_2 = 80$ мм;

число спиральных каналов $Z_k = 6$;

высота каналов $H = 10$ мм;

осевой зазор $\Delta = 1$ мм;

длина перегородки каналов $L = 117{,}6$ мм;

ширина перегородки между каналами $\delta = 3$ мм;

частота вращения ротора $n_p = 4 \cdot 10^4$ мин$^{-1}$;

молярная масса газа $M = 28$;

рабочая температура газа $T = 303$ К.

Таблица 2

Результаты расчетов характеристик молекулярной ступени

Спираль	Движение газа			
	к центру ротора		к периферии ротора	
	τ_{max}	S_{max}, л/с	τ_{max}	S_{max}, л/с
Эвольвентная	11,7	42,1	19,5	46,8
Архимедова	13,6	43,4	20,1	45,2
Логарифмическая	15,3	45,9	16,6	37,6

Для того чтобы результаты расчетов были сопоставимы, длина L и ширина δ спиральных перегородок во всех случаях приняты одинаковыми. В рассматриваемом примере для эвольвентных спиралей принято значение радиуса основной окружности $r_o = 22$ мм; для архимедовых спиралей $r_o = 23{,}91$ мм; для логарифмических спиралей $r_o = 22$ мм и $p = 0{,}414$.

Как показывают расчеты (табл. 2), при движении газа к центру вращения ротора наилучшие результаты получаются при использовании каналов, образованных логарифмическими спиралями, а при движении газа к периферии ротора — при использовнии эвольвентных или архимедовых спиралей, т. е. S_{max} и τ_{max} в этом случае достигают наибольших значений. Для определения откачных характеристик всего пакета из нескольких молекулярных ступеней можно использовать модульный метод расчета [4].

Заключение

Таким образом, в зависимости от необходимого направления движения газа на одном статорном диске молекулярной ступени целесообразно применять спирали различного вида. Учитывая, что в вакуумных насосах используют несколько последовательно соединенных молекулярных ступеней, положительный эффект от применения логарифмических спиралей в сочетании с архимедовыми или эвольвентными многократно усиливается.

Разработанная программа для расчета молекуляных ступеней со спиральными каналами позволяет также при заданной частоте вращения ротора оценить влияние каждого геометрического параметра ступени на основные характеристики вакуумного насоса.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Демихов К. Е., Никулин Н. К.** Оптимизация высоковакуумных механических насосов. М.: Изд-во МГТУ им. Н. Э. Баумана, 2010. 255 с.

2. **Демихов К. Е., Никулин Н. К., Свичкарь Е. В.** Перспективы развития комбинированных турбомолекулярных вакуумных насосов // Инженерный журнал: наука и инновации. 2013. Вып. 5.URL: http://engjournal.ru/catalog/machin/vacuum/754.html

3. **Методы** расчета сложных вакуумных систем / С. Б. Нестеров, А. В. Бурмистров, А. В. Андросов и др. Под общей ред. С. Б. Нестерова, А. В. Бурмистрова. М.: Техносфера, 2012. 384 с.

4. **Фомин М. В., Чернышев О. Р.** Модульный метод расчета проводимости сложных вакуумных систем в свободномолекулярном режиме течения газа // Вестник машиностроения. 2018. № 5. С. 28—30.

УДК [621.983:539.374].001.573

С. Н. ЛАРИН, д-р техн. наук, В. И. ПЛАТОНОВ, канд. техн. наук (Тульский ГУ), e-mail: mpf-tula@rambler.ru

Оценка изменения предельных геометрических характеристик заготовки в процессе пневмоформовки прямоугольных каналов в многослойных конструкциях*

Разработана математическая модель формирования давлением инертного газа каналов прямоугольной формы в многослойных конструкциях, позволяющая определить необходимое давление формовки, напряжения и повреждаемость для материалов с разными свойствами. Исследовано влияния относительной высоты прямоугольного канала на относительные предельные значения радиуса скругления углового элемента и толщины мембраны, времени разрушения для алюминиевого (АМг6) и титанового (ВТ6С) сплавов, процессы которых описываются энергетической и кинетической теориями ползучести и повреждаемости для вязкого течения.

Ключевые слова: формоизменение, многослойные конструкции, прямоугольные каналы, силовые параметры, время, толщина.

A mathematical model of the formation of rectangular shape channels by inert gas pressure in multilayer structures is developed, which allows determining the required forming pressure, stresses and damageability for materials with different properties. The influence of the relative height of the rectangular channel on the relative limit values of the corner radius of the corner element and the membrane thickness, the time of destruction for aluminum ("АМг6") and titanium ("ВТ6С") alloys, the processes of which are described by the energy and kinetic theories of creep and damageability for viscous flow, is studied.

Keywords: forming, multilayer structures, rectangular channels, force parameters, time, thickness.

В качестве обшивки корпусов космических аппаратов используют панели, включающие в себя различное число слоев. Материалами этих панелей служат легкие и стойкие к внешним воздействиям титановые и алюминиевые сплавы. Эти изделия монтируются на внутренних и наружных поверхностях корпусов приборных и специальных отсеков. Кроме того, данные панели используют для обеспечения постоянства температуры в отсеке. Их называют радиаторными. Каждая такая панель состоит из двух плотно и без зазоров наложенных друг на друга листов. Панели должны иметь каналы или цилиндрической, или прямоугольной формы для теплоносителя. Получение таких панелей возможно как методами механической обработки, так и методами штамповки. Наилучшим вариантом можно считать штамповку, в частности формоизменение и диффузионную сварку силой давления инертных газов в специальных камерах в условиях постоянных высоких температур. Температура обработки прежде всего зависит от свойств формуемого материала [1—3]. Будем считать, что процесс реализуется за две стадии: свободная формовка оболочки и формообразование угловых элементов конструкции в соответствии с рис. 1. Здесь ρ_1 и α_1 — радиус оболочки и угол, соответствующие высоте оболочки $H = H_1$.

Проанализируем стадию деформирования, при которой формируются угловые элементы панелей. В процессе моделирования были получены выражения для оценки давления p_1, высоты H_1 оболочки, накопленной повреждаемости ω_1 и распределения толщины оболочки $h_1 = h_1(\varphi)$ в момент времени $t = t_1$, где φ — угол, характеризующий положение точки на угловом элементе заготовки, считаем известным. Кроме того, было принято, что оси координат x, y, z совпадают с главными осями анизотропии и что в направлении оси x размер элемента заготовки, подвергаемого деформированию, значительно больше других размеров, т. е. что реали-

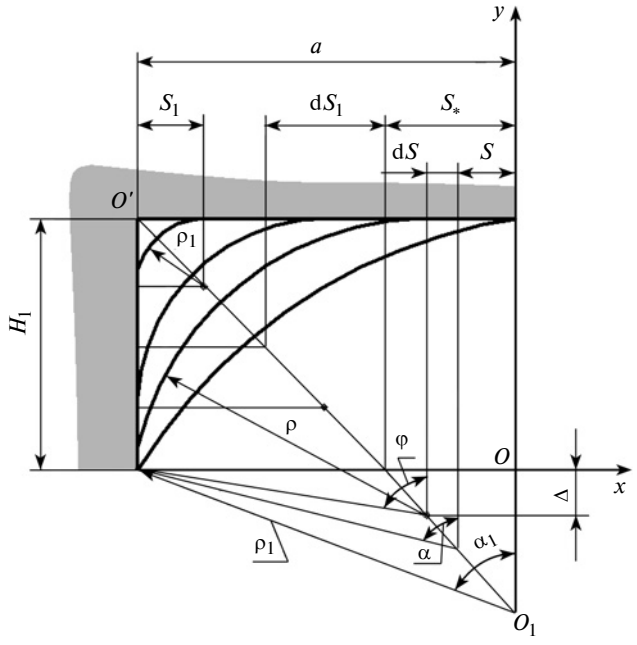


Рис. 1. Схема к анализу формоизменения угловых элементов на первом и втором этапах второй стадии деформирования

* Работа выполнена в рамках грантов РФФИ № 16-48-710016 и № 16-08-00020.

зуется плоская схема деформирования. Учитывалось, что оболочка формуется в условиях плоского напряженного состояния, т. е. $\sigma_z = 0$.

Так как считаем, что условия деформирования в вершине формуемой оболочки и на ее краю одинаковы, то в последующих расчетах рассмотрим лишь такое ее деформированное состояние, при котором толщина оболочки меняется от изначальных размеров одинаково в каждой точке, а образуемая угловая часть в поперечном сечении представляет собой часть окружности.

В начале исследуемой стадии деформирования формируется плоский участок оболочки рядом с вершиной (реализуется скольжение относительно обшивки без трения до времени, когда $S = S_* = a - H_1$). Затем реализуется симметричное деформирование оболочки относительно новой оси O_1O' со скольжением материала без трения. Везде течение материала мы принимали радиальным.

Рассмотрим два похожих деформированных состояния при формировании плоского участка оболочки рядом с вершиной: одно с радиусом ρ срединной поверхности и длиной S участка контакта и второе с радиусом $\rho + d\rho$ и длиной участка контакта $S + dS$. При переходе от свободного формирования плоского участка оболочки к стесненному с образованием угловых элементов приращение окружной деформации ε_y составит

$$d\varepsilon_y = \frac{(\rho + d\rho)(\alpha + d\alpha) + S + dS - \rho\alpha - S}{\rho\alpha + S} \qquad (1)$$

или

$$d\varepsilon_y = \frac{\rho d\alpha + d\rho\alpha + dS}{\rho\alpha + S}. \qquad (2)$$

Определим входящие в формулы (1) и (2) величины:

$$\left.\begin{aligned} &\operatorname{tg}\frac{\alpha}{2} = \frac{H_1}{a - S};\ \ \alpha = 2\operatorname{arctg}\frac{H_1}{a - S};\\ &d\alpha = \frac{2H_1 dS}{(a - S)^2 + H_1^2};\\ &\rho = \frac{(a - S)^2 + H_1^2}{2H_1};\ \ d\rho = -\frac{(a - S)dS}{H_1}. \end{aligned}\right\} \qquad (3)$$

После подстановки выражений (3) в соотношение (2) получим:

$$d\varepsilon_y = F(S)dS,$$

где

$$F(S) = \frac{2H_1\left(1 - \frac{a - S}{H_1}\operatorname{arctg}\frac{H_1}{a - S}\right)}{[(a - S)^2 + H_1^2]\operatorname{arctg}\frac{H_1}{a - S} + H_1 S}.$$

Согласно условию несжимаемости имеем:

$$\frac{\dot{h}}{h} = -F(S)\frac{dS}{dt}. \qquad (4)$$

Проинтегрировав уравнение (4) на этапе деформации и используя начальные условия $t = t_1$, $S = 0$ и $h = h_1(\varphi)$, получим:

$$\frac{h(t + \Delta t)}{h(t)} = 1 - F(S(t))(S(t + \Delta t) - S(t)) = K(t + \Delta t).$$

В силу предположения о равномерности деформации величина $K(t + \Delta t)$ постоянна на этапе деформирования, и ее можно определить в любой точке деформируемой оболочки. Поэтому

$$h(\varphi, t + \Delta t) = h(\varphi, t)K(t + \Delta t). \qquad (5)$$

При формировании угловых элементов в зависимости от длины S участка контакта окружное напряжение σ_y можно найти по формуле

$$\sigma_y = \frac{p\rho}{h} = \frac{p[(a - S)^2 + H_1^2]}{2H_1 h(\varphi, S)},$$

где $h(\varphi, S)$ определяется по формуле (5).

Из условия $\xi_x = 0$ с использованием ассоциированного закона течения материала находим напряжение

$$\sigma_x = \frac{R_x\sigma_y}{1 + R_x}.$$

Заметим, что этот этап деформирования реализуется до момента $t = t_2$, когда $S = a - H_1$, $\rho = H_1$.

В дальнейшем (в процессе образования угловых элементов мембраны) имеет место симметричное относительно оси O_1O' формообразование углового элемента в пределах матрицы квадратной формы со стороной H_1. Здесь происходит уменьшение радиуса сечения оболочки при перемещении точки, совпадающей с центром окружности, вдоль оси O_1O' одновременно с формированием участков оболочки прямолинейной формы.

Рассмотрим два похожих симметричных деформированных состояния оболочки в угловой части заготовки после того, как сформировалась часть оболочки с радиусом $\rho = H_1$ во время формирования угловых элементов.

Приращение окружной деформации при переходе из первого состояния во второе находим как

$$d\varepsilon_y = \frac{d\rho_1\frac{\pi}{2} + 2dS_1}{\rho_1\frac{\pi}{2} + 2S_1 + S_*}. \qquad (6)$$

Согласно рис. 1 имеем:

$$\rho_1 = H_1 - S_1$$

и, следовательно, получим:

$$d\rho_1 = -dS_1.$$

Выражение (6) принимает вид:

$$d\varepsilon_y = \frac{\left(2-\frac{\pi}{2}\sqrt{2}\right)dS_1}{S_1\left(2-\frac{\pi}{2}\sqrt{2}\right)+H_1\frac{\pi}{2}+S_*},$$

а скорость деформации будет определяться формулой

$$\xi_y = \frac{\left(2-\frac{\pi}{2}\right)\dot{S}_1}{\left(2-\frac{\pi}{2}\right)S_1+H_1\frac{\pi}{2}+S_*}.$$

Принимая во внимание условие несжимаемости материала $\xi_y = -\xi_z$, имеем:

$$\frac{\dot{h}}{h} = -\frac{\dot{S}_1}{S_1+\dfrac{H_1\frac{\pi}{2}+S_*}{2-\frac{\pi}{2}}}.$$

Проинтегрируем это уравнение при начальных данных $t = t_2$, $S_1 = 0$, $h = h_1$ на этапе, когда

$$h = h_1\frac{H_1\frac{\pi}{2}+S_*}{\left(S_1+\dfrac{H_1\frac{\pi}{2}+S_*}{2-\frac{\pi}{2}}\right)\left(2-\frac{\pi}{2}\right)},$$

где h_1 — толщина оболочки на первом этапе второй стадии деформирования при $S = S_*$.

Учитывая, что на этапе деформирования во всех точках оболочки

$$h/h_1 = K(t+\Delta t) = \text{const}$$

при любом φ, можно найти $h(\varphi, t+\Delta t)$ по формуле

$$h(\varphi, t+\Delta t) = h(\varphi, t)K(t+\Delta t).$$

Заметим, что указанные выше геометрические соотношения справедливы до момента начала локализации деформации в одном из мест оболочки.

Материалы, подвергаемые деформированию, могут проявлять различные свойства, связанные с зависимостью протекания процесса от скорости деформации. Вначале исследуем формовку листовых материалов, свойства которых подчиняются энергетической теории ползучести и повреждаемости. В данном случае $\sigma_e < \sigma_{e0}$, где σ_e — эквивалентные напряжения, σ_{e0} — эквивалентные напряжения в начальный момент времени. Поведение самого материала заготовки можно описать выражениями:

$$\xi_e^c = \frac{B(\sigma_e/\sigma_{e0})^n}{(1-\omega_A^c)^m}; \quad \dot{\omega}_A^c = \frac{\sigma_e\xi_e^c}{A_{\text{пр}}^c},$$

где ξ_e^c — эквивалентная скорость деформации; B, n, m, c — константы материала; $A_{\text{пр}}$ — предельная работа деформации; $\dot{\omega}_A^c$ — величина повреждаемости материалов, подчиняющихся энергетической теории.

По аналогии с приведенным ранее решением были выведены следующие выражения для давления p и оценки повреждаемости ω_A^c:

$$p^n dt = \frac{C_1\sigma_{e0}^n(1-\omega_A^c)^m h^n dS_1}{(H_1-S_1\sqrt{2})^n D_1^n B\left(S_1+\dfrac{H_1\frac{\pi}{2}+S_*}{2-\frac{\pi}{2}\sqrt{2}}\right)}; \qquad (7)$$

$$\dot{\omega}_A^c = \frac{C_1D_1p(H_1-S_1\sqrt{2})\dot{S}_1}{hA_{\text{пр}}^c\left(S_1+\dfrac{H_1\frac{\pi}{2}+S_*}{2-\frac{\pi}{2}\sqrt{2}}\right)}, \qquad (8)$$

где h находится по формуле $h(\varphi, t+\Delta t) = h(\varphi, t) \times K(t+\Delta t)$; $C_1D_1 = 1$.

Система уравнений (7) и (8)решается при следующих граничных условиях $t = t_2$, $S = S_*$, $p = p_2(t_2)$, $\omega_A^c = \omega_{A2}^c(t_2)$, $h(\varphi) = h_2(\varphi, t_2)$.

Выражения (7) и (8) решаются, как и в предыдущем случае, на первом этапе рассматриваемой стадии деформирования. Нужное нам значение p определяется в точке $\varphi = \pi/2$ на каждом этапе формовки S_1.

Теперь рассмотрим формовку листовых материалов, свойства которых подчиняются кинетическим уравнениям ползучести и повреждаемости. Поведение материала заготовки можно описать выражениями:

$$\begin{cases} \xi_e^c = B\left(\dfrac{\sigma_e}{\sigma_{e0}}\right)^n \dfrac{1}{(1-\omega_e^c)^m}; \\ \dot{\omega}_e^c = \dfrac{\xi_e^c}{\varepsilon_{e\,\text{пр}}^c}, \end{cases} \qquad (9)$$

где $\varepsilon_{e\,\text{пр}}^c$ — предельная эквивалентная степень деформации; ω_e — величина повреждаемости материалов, подчиняющихся кинетической теории.

Повреждаемость ω_e^c и давление p на этапе, когда реализуется симметричное деформирование заго-

товки относительно оси симметрии, найдем из выражений:

$$\begin{cases} \dot{\omega}_e^{\text{c}} = \dfrac{k}{B}\dot{\xi}_e^{\text{c}} = \dfrac{C_1\dot{S}_1}{\varepsilon_{e\,\text{пр}}^{\text{c}}\left(S_1 + \dfrac{H_1\dfrac{\pi}{2} + S_*}{2-\dfrac{\pi}{2}}\right)}; \\ p^n \mathrm{d}t = \dfrac{C_1\sigma_{e0}^n(1-\omega_e^{\text{c}})^m h^n \mathrm{d}S_1}{(H_1 - S_1)^n D_1^n B\left(S_1 + \dfrac{H_1\dfrac{\pi}{2} + S_*}{2-\dfrac{\pi}{2}}\right)}, \end{cases} \quad (10)$$

полученных на основе системы (9) уравнений после использования в ней выражений $h(\varphi,\ t + \Delta t) = h(\varphi,\ t)K(t + \Delta t)$, $\dot{\omega}_A^{\text{c}} = \dfrac{C_1 D_1 p[(a-S)^2 + H_1^2]F(S)\dot{S}}{2H_1 h A_{\text{пр}}^{\text{c}}}$.

При начальных условиях: $t = t_2$, $S_1 = 0$, $p(t_2) = p_2(t_2)$, $\omega_e^{\text{c}} = \omega_{e2}^{\text{c}}(t_2)$, $h(\varphi) = h_2(\varphi,\ t_2)$ система (10) уравнений решается методом итераций.

Предельную величину $S_{1\text{пр}}$ находим при $\omega_e^{\text{c}} = 1$.

Используя систему (10) уравнений, в дальнейшем можно исследовать все стадии деформирования оболочки при условиях $p = \text{const}$ и $\xi_e^{\text{c}} = \text{const}$ в какой-либо интересующей нас точке оболочки. Расчет полученных выражений осуществили для сплава АМг6, поведение которого описывается энергетической теорией ползучести и повреждаемости, и сплава ВТ6С, поведение которого описывается кинетической теорией ползучести и повреждаемости.

На рис. 2 и 3 показаны зависимости относительных предельных значений радиусов закругления углового элемента мембраны $\bar{\rho}_* = \rho_*/h_0$, толщины мембраны $\bar{h}_* = h_*/h_0$ и времени t_*, при котором происходит разрушение, от относительной высоты прямоугольного канала $\overline{W} = H_1/h_0$ для сплава АМг6 при температуре формовки 450 °С и законе нагружения $p = p_0 + a_n t^{n_p}$, МПа.

Анализ приведенных на рис. 2 и 3 зависимостей показал, что увеличение относительной высоты $\overline{W}$ формуемого канала приводит к равномерному уменьшению времени t_* разрушения и увеличению радиуса $\bar{\rho}_*$ и толщины $\bar{h}_*$ формуемой мембраны. С ростом параметра n_p увеличение $\bar{\rho}_*$ и $\bar{h}_*$ становится равномернее.

На рис. 4 даны зависимости относительного предельного радиуса $\bar{\rho}_* = \rho_*/h_0$ формуемой мембраны, ее относительной предельной толщины $\bar{h}_* = h_*/h_0$ и времени t_* разрушения от параметра n_p закона нагружения, характеризующего его интенсивность для сплава АМг6.

Из анализа графических зависимостей (см. рис. 4) следует, что с ростом параметра n_p закона нагружения происходят уменьшение времени t_* разрушения и увеличение относительных предельных радиуса $\bar{\rho}_*$ и толщины $\bar{h}_*$ формуемой мембраны. В частности, увеличение n_p от 0,45 до 0,6 при постоянном значении $a_p = 0{,}2$ МПа/с^{n_p} приводит к уменьшению времени t_* разрушения на 70 %, увеличению относительной предельной толщины $\bar{h}_*$ мембраны и относительного предельного радиуса $\bar{\rho}_*$ ее закругления на 70 и 75 % соответственно.

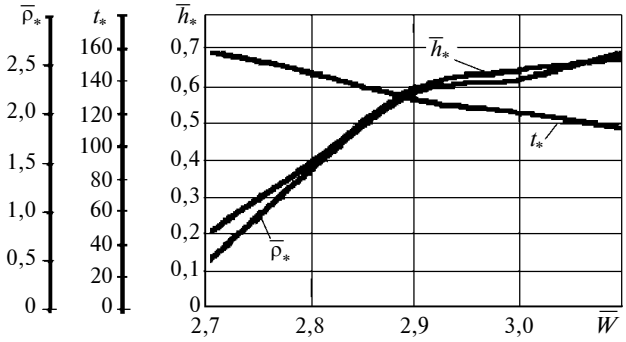


Рис. 2. Зависимости относительных величин $\bar{\rho}_*$, $\bar{h}_*$, t_* от высоты $\overline{W}$ прямоугольного канала для алюминиевого сплава АМг6 (a_p = 0,2 МПа/с^{n_p}, n_p = 0,7)

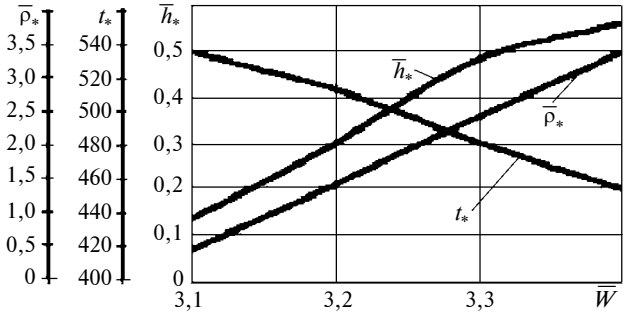


Рис. 3. Зависимости величин $\bar{\rho}_*$, $\bar{h}_*$, t_* от $\overline{W}$ для сплава АМг6 (a_p = 0,2 МПа/с^{n_p}, n_p = 0,5)

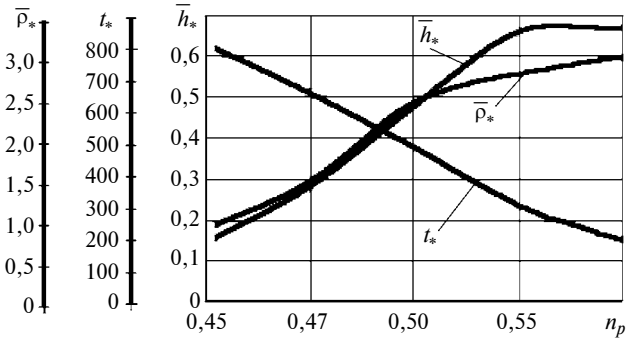


Рис. 4. Зависимости величин $\bar{\rho}_*$, $\bar{h}_*$, t_* от n_p для сплава АМг6 (a_p = 0,2 МПа/с^{n_p}, $\overline{W}$ = 3,3)

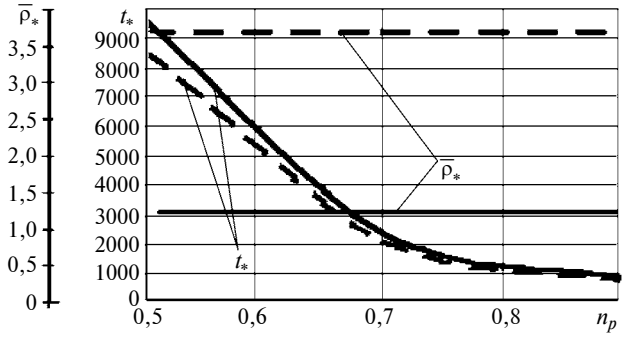


Рис. 5. Зависимости изменения $\bar{\rho}_*$, t_* от n_p для титанового сплава ВТ6С при $\overline{W}$ = 4,3 (сплошная линия) и $\overline{W}$ = 4,9 (штриховая линия), a_p = 0,2 МПа/с^{n_p}

С увеличением значения параметра n_p степень роста относительной предельной толщины $\bar{h}_*$ мембраны уменьшается.

На рис. 5 показаны зависимости относительного предельного радиуса мембраны $\bar{\rho}_* = \rho_*/h_0$ и времени t_* разрушения от параметра n_p закона нагружения, характеризующего интенсивность закона давления, для сплава ВТ6С при температуре формовки 930 °С (сплошные линии — при относительной высоте формуемого канала $\overline{W}$ = 4,3, штриховые — при $\overline{W}$ = 4,9).

Установлено, что относительный предельный радиус $\bar{\rho}_*$ закруглений не изменяется, так как при формовке титанового сплава справедлива кинетическая теория прочности. Время разрушения плавно уменьшается с увеличением относительной высоты формируемого канала. С увеличением параметра n_p влияние относительной высоты формуемого канала на время разрушения не столь значительно.

Установлено, что с уменьшением относительной высоты прямоугольного канала влияние учета накопленной повреждаемости на предельные геометрические характеристики мембраны значительно увеличивается.

По результатам исследований можно сделать вывод, что учет накопленных микроповреждений при исследовании пневмоформовки каналов прямоугольной формы оказывает заметное влияние на относительный предельный радиус закругления мембраны.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Яковлев С. С., Ларин С. Н., Трегубов В. И.** Изотермическая пневмоформовка анизотропных высокопрочных листовых материалов / Под ред. С. С. Яковлева. М.: Машиностроение, 2009. 352 с.

2. **Яковлев С. С., Ларин С. Н., Трегубов В. И.** Изотермическая пневмоформовка элементов ячеистых многослойных листовых конструкций из анизотропных высокопрочных материалов в режиме ползучести / Под ред. С. С. Яковлева. Тула: Изд-во ТулГУ, 2011. 173 с.

3. **Малинин Н. Н.** Ползучесть в обработке металлов. М.: Машиностроение, 1986. 216 с.

УДК 622.276.05-048.26

Е. С. ЮШИН, канд. техн. наук (Ухтинский ГТУ), e-mail: EvgeniyYushin@mail.ru

Комплексная методика оценки текущего технического состояния нефтегазопромыслового оборудования по развитию трещиноподобных дефектов при циклическом деформировании в агрессивных средах

Представлена методика с дублирующей оценкой текущего состояния нефтегазопромыслового оборудования, работающего при циклическом нагружении в агрессивных средах, относительно развития трещиноподобных дефектов в металле.

Ключевые слова: техническое состояние, нефтегазопромысловое оборудование, агрессивная среда, циклические нагрузки, трещиноподобный дефект, запас прочности, текущий контроль.

The methodic with a duplicate assessment of the current state of oil and gas field equipment operating under cyclic loading in aggressive environments, regarding the development of crack-like defects in the metal is presented.

Keywords: technical condition, oil and gas field equipment, aggressive environment, cyclic loads, crack-like defect, margin of safety, current control.

В настоящее время повышение эффективности эксплуатации месторождений углеводородов все более тесно связывается не только с совершенствованием технологии бурения нефтегазовых скважин, добычи пластового флюида, но и с обеспечением долговечной и высоконадежной работы эксплуатирующегося оборудования и своевременной диагностикой его технического состояния.

Известно, что нефтегазопромысловое оборудование в процессе эксплуатации может подвергаться действию переменных циклических нагрузок при совокупном деструктивном влиянии агрессивных рабочих сред. Например, вследствие коррозионной усталости металла аварийному разрушению подвержены насосные штанги штанговой скважинной насосной установки, штоки буровых насосов, резьбовые соединения бурильных, насосно-компрес-

сорных труб (НКТ) и некоторые другие детали и элементы грузонесущих, вращательных и спускоподъемных механизмов.

Предлагаемая методика оценки текущего технического состояния нефтегазопромыслового оборудования по развитию трещиноподобных дефектов при циклическом деформировании основывается на результатах коррозионно-усталостных экспериментов с требуемыми материалами.

В качестве примера рассмотрим последовательность расчета текущего технического состояния НКТ из стали 45 группы прочности Д. Экспериментальные результаты (предел выносливости, предел ограниченной выносливости в среде пластовой воды Западно-Тэбукского нефтяного месторождения и механические характеристики стали) для анализа взяты из работы [1].

Текущий контроль параметров текущего технического состояния осуществляется путем мониторинга динамики развития микро- и макротрещинных структурных дефектов. Размер этих дефектов можно определить, исходя из известной теории, через коэффициент K_{thr} пороговой интенсивности напряжений, зависящий от структурных особенностей стали (зернистости $d_з$) и текущих прочностных свойств ($\sigma_т$, $\sigma_в$, ψ).

Мониторинг динамики развития микро- и макротрещинных структурных дефектов стали основан на применении существующих методов неразрушающего контроля, позволяющих определять текущий размер дефекта металла, который может находиться как в области структурной устойчивости материала, так и в зоне роста до своего критического значения.

Применение известных расчетных зависимостей [2] и полученных экспериментальных данных дает возможность рассчитать максимальный размер микродефекта, не влияющий на процесс усталостного повреждения материала, длину начальной и критичной макротрещины при воздействии коррозионной среды, а также теоретический предел выносливости неповрежденного материала, предел ограниченной выносливости при текущем размере дефекта, предельную и текущую поврежденность стали.

Последовательность методики.

Экспериментальный блок:

коррозионно-усталостные испытания — определение пределов выносливости;

твердометрия — оценка основных механических характеристик стали.

Расчетный блок:

расчет пороговых характеристик стали;

расчет критических характеристик стали;

определение граничных размеров трещин при микропластическом деформировании и линейном суммировании повреждений;

определение предельной поврежденности стали;

определение предельной ограниченной выносливости и длин макротрещин стали в агрессивной среде;

расчет коэффициентов запаса по ограниченной выносливости, поврежденности, структурной устойчивости к росту трещины.

Рассмотрим работу расчетного блока.

1. Расчет пороговых характеристик стали

Рассчитывается коэффициент пороговой интенсивности напряжений K_{th0} при отнулевом цикле нагружения (коэффициент асимметрии $r = 0$):

$$K_{th0} = \sqrt{\frac{R_{\text{МСд}}^{\left(\frac{1}{m}+1\right)} D_{\text{п}}^{\left(\frac{1}{m}+1\right)} 4\pi d_{\text{стр}}}{1{,}7\sigma_{\text{т}}^{\left(\frac{1}{m}-1\right)}}}, \text{ МПа} \cdot \sqrt{\text{м}},$$

где $R_{\text{МСд}}$ — критерий сопротивления микросколу стали (МС) в деформированном состоянии с учетом повышения первого главного напряжения в случае сложнонапряженного состояния, МПа; m — коэффициент степенного упрочнения стали при пластическом деформировании; $D_{\text{п}}$ — коэффициент перенапряжения, учитывающий повышение предела выносливости в случае сложнонапряженного состояния; $d_{\text{стр}}$ — эффективный диаметр элемента, определяющий свойства пластически сдеформированной структуры и зависящий от размера зерна стали, м; $\sigma_{\text{т}}$ — предел текучести стали, МПа.

Минимальное напряжение хрупкого разрушения (сопротивление микросколу) $R_{\text{МС}}$ стали в недеформированном состоянии

$$R_{\text{МС}} = \frac{5{,}7}{\sqrt{d_з}} = \frac{5{,}7}{\sqrt{1{,}75 \cdot 10^{-5}}} = 1362{,}56 \text{ МПа},$$

где $d_з$ — эффективный диаметр элемента, определяющий свойства пластически сдеформированной структуры, для стали 45 $d_з = 1{,}75 \cdot 10^{-5}$ м [1].

Критерий сопротивления $R_{\text{МСд}}$ микросколу стали в деформированном состоянии примерно в 1,6÷1,7 раза больше минимального сопротивления $R_{\text{МС}}$ хрупкого разрушения металла в недеформированном состоянии:

$$R_{\text{МСд}} = \frac{5{,}7(1{,}6 \div 1{,}7)}{\sqrt{d_з}} = \frac{5{,}7 \cdot 1{,}65}{\sqrt{1{,}75 \cdot 10^{-5}}} = 2248{,}23 \text{ МПа}.$$

Коэффициент m степенного упрочнения стали при пластическом деформировании

$$m = \frac{0{,}75\lg\left(\frac{\sigma_в}{\sigma_т}(1+1{,}4\psi)\right)}{\lg\left(\frac{10^5 \ln\frac{1}{1-\psi}}{200+0{,}5\sigma_т}\right)} =$$

$$= \frac{0{,}75\lg\left(\frac{663}{468}(1+1{,}4\cdot 0{,}51)\right)}{\lg\left(\frac{10^5 \ln\frac{1}{1-0{,}51}}{200+0{,}5\cdot 468}\right)} = 0{,}13.$$

Значения предела текучести $\sigma_т$, предела кратковременной прочности $\sigma_в$ и коэффициента ψ относительного поперечного сужения для исследуемой стали могут быть получены по результатам измерения твердости [1].

Коэффициент $D_п$ перенапряжения, учитывающий повышение предела выносливости стали в случае сложнонапряженного состояния:

$$D_п = \frac{(1+m)(1-2\mu)}{2} = \frac{(1+0{,}130)(1-(2\cdot 0{,}26))}{2} = 0{,}271,$$

где μ — коэффициент Пуассона (для стали 45 $\mu = 0{,}26$).

Эффективный диаметр элемента $d_{стр}$, определяющий свойства пластически сдеформированной структуры сталей (для гомогенных материалов):

$$d_{стр} = \frac{d_з}{2{,}6 \div 2{,}8} = \frac{1{,}75\cdot 10^{-5}}{2{,}7} = 6{,}48\cdot 10^{-6} \text{ м}.$$

Таким образом, коэффициент K_{th0} пороговой интенсивности напряжений при отнулевом цикле нагружения ($r = 0$) для стали 45

$$K_{th0} = \sqrt{\frac{2248{,}23^{\left(\frac{1}{0{,}13}+1\right)}\cdot 0{,}271^{\left(\frac{1}{0{,}13}+1\right)}\cdot 4\cdot 3{,}14\cdot 6{,}48\cdot 10^{-6}}{1{,}7\cdot 468^{\left(\frac{1}{0{,}13}-1\right)}}} =$$

$$= 10{,}211 \text{ МПа}\cdot\sqrt{\text{м}}.$$

Рассчитанные значения пороговых характеристик необходимы для вычисления длин микротрещин на этапах роста микротрещины и перехода в макротрещину до достижения своего предельного значения.

2. Расчет критических характеристик стали

Критический коэффициент интенсивности напряжений

$$K_{ic} = \sqrt{\frac{R_{МСд}^{\left(\frac{1}{m}+1\right)} D_п^{\left(\frac{1}{m}+1\right)} 6{,}18\pi d_з}{\left(1-\frac{2}{\sqrt{3}}D_п\right)^{\left(\frac{1}{m}+1\right)} \sigma_т^{\left(\frac{1}{m}-1\right)}}}, \text{ МПа}\cdot\sqrt{\text{м}}. \quad (1)$$

Для стали 45 критический коэффициент интенсивности по формуле (1) напряжений

$$K_{ic} = 138{,}62 \text{ МПа}\cdot\sqrt{\text{м}}.$$

Далее путем математических преобразований по нижеприведенной зависимости рассчитывается поправочный коэффициент λ, зависящий от выбора коррекции на зону пластичности:

$$\lambda = \frac{\left(1-\frac{2}{\sqrt{3}}D_п\right)^{\left(\frac{1}{m}+1\right)} \sigma_т^{1/m}(1-2\mu)^2 E}{1{,}24 R_{МСд}^{\left(\frac{1}{m}+1\right)} \pi D_п^{\left(\frac{1}{m}+1\right)}}, \quad (2)$$

где $E = 2{,}1\cdot 10^{11}$ МПа — модуль Юнга.

По формуле (2) $\lambda = 0{,}1$.

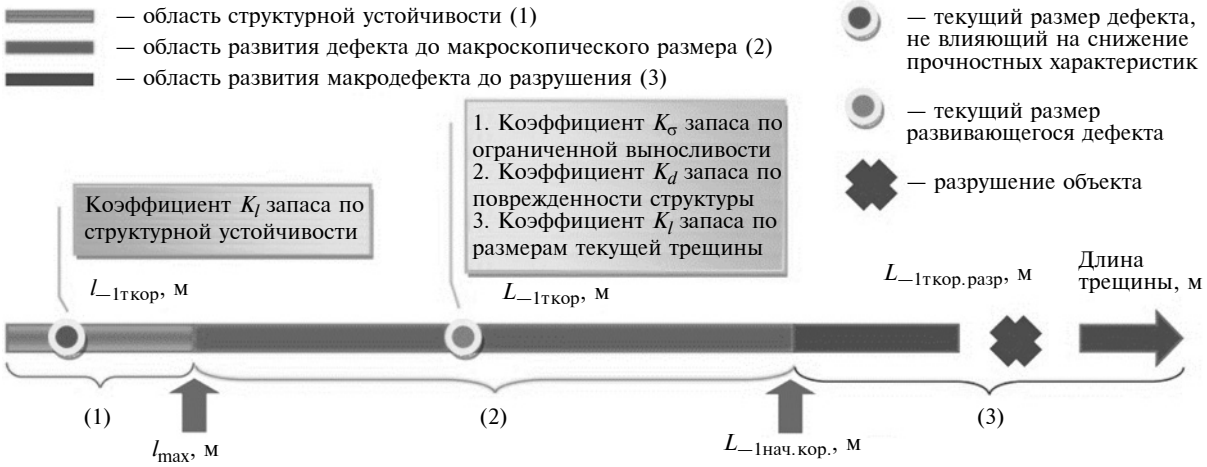
С учетом коэффициентов коррозионного влияния $K_{кор}$ формула для расчета критического раскрытия $\delta_{ic\ кор}$ трещины в агрессивной среде имеет вид:

$$\delta_{ic\ кор} = \lambda \frac{K_{ic}^2}{E\sigma_т} K_{кор}, \text{ м}. \quad (3)$$

Например, критическое раскрытие $\delta_{ic\ кор}$ трещины в агрессивной среде Западно-Тэбукского нефтяного месторождения (коэффициент коррозионного влияния на усталостную прочность стали $K_{кор} = 4{,}72$ по результатам экспериментальных исследований по формуле (3) составит [1] $\delta_{ic\ кор} = 9{,}48\cdot 10^{-4}$ м.

3. Определение граничных размеров трещин в стали на стадиях микропластического деформирования и линейного суммирования поврежденности в агрессивных средах

Процесс многоциклового усталостного разрушения в соответствии со структурно-энергетической теорией прочности состоит из двух этапов: возникновения усталостной трещины вследствие совокупности явления микропластического деформирования (стадия I) и развития образовавшейся



Стадии развития дефектов до отказа оборудования

трещины до критического размера (стадия II). Стадии развития дефектов до конечного отказа оборудования могут быть представлены схемой, показанной на рисунке.

Расчет ведется с предельного размаха коэффициента пороговой интенсивности напряжений $\Delta K_{th\,0,8}$ (при асимметрии цикла $r = 0,8$):

$$\Delta K_{th\,0,8} = 3 - 0,0008\sigma_т,\ \text{МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}\,.$$

Для стали 45 имеем:

$$\Delta K_{th\,0,8} = 3 - 0,0008 \cdot 468 = 2,626,\ \text{МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}\,.$$

Предельный размах коэффициента пороговой интенсивности напряжений при симметричном цикле нагружения ($r = -1$)

$$\Delta K_{th\,-\,1} = K_{th\,0} + \frac{r(\Delta K_{th0,8} - K_{th0})}{0,8},\ \text{МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}\,.$$

Для стали 45 имеем:

$$\Delta K_{th\,-\,1} = 10,211 + \frac{10,211 - 2,626}{0,8} = 19,692,\ \text{МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}\,.$$

Коэффициент пороговой интенсивности напряжений при симметричном цикле нагружения ($r = -1$):

$$\Delta K_{th\,-\,1} = \frac{\Delta K_{th\,-\,1}}{1 - r},\ \text{МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}\,.$$

Для стали 45

$$\Delta K_{th-1} = 10,211 + \frac{10,211 - 2,626}{0,8} = 19,692,\ \text{МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}\,.$$

Для гипотезы текучести при многоосном нагружении M. Huber и R. Mises максимальный размер микродефекта l_{max}, не влияющий на процесс усталостного повреждения стали в исходном состоянии (при условии $\sigma_{-1} = \sigma_{-1н}$):

$$l_{max} = k_{hm}\left(\frac{K_{th\,-\,1}}{\sigma_т}\right)^2,\ \text{м},$$

где $k_{hm} = 0,03$ — коэффициент для гипотезы M. Huber и R. Mises.

По гипотезе M. Huber и R. Mises для области малых трещин максимальная длина l_{max} микродефекта, не влияющая на процесс усталостного повреждения (при условии $\sigma_{-1} = \sigma_{-1н}$) исходного состояния стали 45, составляет:

$$l_{max} = 0,03 \cdot \frac{9,846^2}{468^2} = 13,28 \cdot 10^{-6}\ \text{м}.$$

Длина макротрещины разрушения стали в агрессивной эксплуатационной среде:

$$L_{-1кор.разр} = \frac{K^2_{th\,-\,1}\left(\dfrac{\sigma^2_{fc}}{\sigma^2_{-1кор}} - 1 + \mu - \mu^2\right)}{\pi\sigma^2_{fc}},\ \text{м},$$

где σ_{fc} — циклический предел текучести, МПа; $\sigma_{-1кор}$ — предел ограниченной выносливости стали в эксплуатационной среде.

Определяем циклический предел текучести:

$$\sigma_{fc} = 0,7\sigma_т = 0,7 \cdot 468 = 327,6\ \text{МПа}.$$

Длина макротрещины разрушения стали 45 в агрессивной среде Западно-Тэбукского нефтяного месторождения

$$L_{-1кор.разр} = \frac{9,846^2\left(\dfrac{327,6^2}{72^2} - 1 + 0,26 - 0,26^2\right)}{3,14 \cdot 327,6^2} = 5,72 \cdot 10^{-3}\ \text{м}.$$

Длину начальной макротрещины $L_{-1\text{нач.кор}}$, соответствующей окончанию стадии развития микротрещины и перехода в стадию устойчивого развития до критических размеров в агрессивной среде, можно рассчитать по формуле, включающей значение коэффициента $K_{\text{кор}}$ коррозионного влияния флюида:

$$L_{-1\text{нач.кор}} = \frac{2{,}35 R_{\text{МСд}}^{\left(\frac{1}{m}+1\right)} D_{\text{п}}^{\left(\frac{1}{m}+1\right)} d_{\text{стр}}}{\sigma_{\text{т}}^{\left(\frac{1}{m}-1\right)} \sigma_{\max}^2 F_1^2} K_{\text{кор}}, \text{ м},$$

где $\sigma_{\max}$ — максимальное напряжение цикла нагрузки, МПа; $F_1 = 1{,}12$ — коэффициент поправки на форму трещины.

Длина начальной макротрещины для стали 45 в агрессивной среде Западно-Тэбукского нефтяного месторождения:

$$L_{-1\text{нач.кор}} = 732{,}98 \cdot 10^{-6} \text{ м}.$$

Рассчитанные длины трещин на стадии накопления повреждений необходимы для вычисления граничных значений поврежденности структуры, пределов выносливости и длин трещин стали в агрессивной среде, что, в свою очередь, позволяет рассчитать коэффициенты запаса по поврежденности металла, ограниченной выносливости, структурной устойчивости на стадии I и развитию трещины до предельного значения на стадии II коррозионно-усталостного разрушения.

4. Определение предельных значений поврежденности стали в агрессивной среде

По гипотезе накопления повреждений D. L. Henry [3], поврежденность $D_{-1\text{кор.разр}}$ стали в агрессивной среде в момент разрушения можно оценить по формуле, связывающей расчетную теоретическую усталостную прочность $\sigma_{-1\text{н}}$, МПа, неповрежденного металла и фактическую коррозионно-усталостную прочность $\sigma_{-1\text{кор}}$, определенную по результатам экспериментальных исследований:

$$D_{-1\text{кор.разр}} = \frac{\sigma_{-1\text{н}} - \sigma_{-1\text{кор}}}{\sigma_{-1\text{н}}}.$$

Поврежденность $D_{-1\text{кор.разр}}$ стали 45 при разрушении в агрессивной среде Западно-Тэбукского нефтяного месторождения ($\sigma_{-1\text{кор}} = 72$ МПа [1]):

$$D_{-1\text{кор.разр}} = \frac{354{,}54 - 72}{354{,}54} = 0{,}797.$$

Так как максимальный размер $l_{\max}$ микродефекта не изменяет предела выносливости стали, можно считать, что такие микродефекты присущи исходному состоянию материала, и, следовательно, теоретический предел выносливости неповрежденного металла:

$$\sigma_{-1\text{н}} = \frac{\sigma_{fc}}{\sqrt{\pi l_{\max}\left(\frac{\sigma_{fc}}{K_{th-1}}\right)^2 + 1 - \mu + \mu^2}}, \text{ МПа}.$$

Теоретический предел выносливости неповрежденной структуры стали 45:

$$\sigma_{-1\text{н}} = \frac{327{,}6}{\sqrt{3{,}14 \cdot 13{,}28 \cdot 10^{-6} \cdot \left(\frac{327{,}6}{9{,}846}\right)^2 + 1 - 0{,}26 + 0{,}26^2}} = 354{,}54 \text{ МПа}.$$

Текущая поврежденность $D_{-1\text{т кор}}$ при оценке текущего технического состояния оборудования в агрессивной среде рассчитывается по зависимости, содержащей сведения о текущем пределе $\sigma_{-1\text{т кор}}$ ограниченной выносливости стали:

$$D_{-1\text{т кор}} = \frac{\sigma_{-1\text{н}} - \sigma_{-1\text{т кор}}}{\sigma_{-1\text{н}}}.$$

Текущий предел ограниченной выносливости стали в агрессивной среде может быть рассчитан по известному значению текущей длины трещины $L_{-1\text{т кор}}$, измеренной методами неразрушающего контроля:

$$\sigma_{-1\text{т кор}} = \frac{\sigma_{fc}}{\sqrt{\pi L_{-1\text{т кор}}\left(\frac{\sigma_{fc}}{K_{th-1}}\right)^2 + 1 - \mu + \mu^2}}, \text{ МПа}.$$

При известной рассчитанной длине трещины $L = L_{-1\text{нач. кор}}$ и известному значению предела ограниченной выносливости $\sigma_{-1l\text{кор}}$ определяются значения поврежденности $D_{-1l\text{кор}}$ структуры стали при переходе в этап устойчивого развития макротрещины до критических размеров в среде минерализованных пластовых вод:

$$D_{-1l\text{кор}} = \frac{\sigma_{-1\text{н}} - \sigma_{-1l\text{кор}}}{\sigma_{-1\text{н}}}.$$

Поврежденность стали 45 при длине трещины $L = L_{-1\text{нач.кор}}$ в агрессивной среде Западно-Тэбукского нефтяного месторождения

$$D_{-1l\text{кор}} = \frac{354{,}54 - 178{,}78}{354{,}54} = 0{,}496.$$

Имея сведения о текущей поврежденности $D_{-1\text{т кор}}$ стали в агрессивной среде, можно рассчитать коэффициент запаса K_d по поврежденности металла.

К примеру, введя минимально допустимый коэффициент запаса по поврежденности металла $[K_d] = 1{,}1$, можно рассчитать предельную поврежденность $D_{-1\text{пр.кор}}$ стали с запасом в 10 %:

$$D_{-1\text{пр.кор}} = \frac{D_{-1\text{кор.разр}}}{1{,}1} = \frac{0{,}797}{1{,}1} = 0{,}724.$$

Коэффициент K_d запаса по поврежденности металла до вывода объекта из эксплуатации оценивается отношением предельной $D_{-1\text{пр.кор}}$ к текущей $D_{-1\text{т кор}}$ поврежденности стали:

$$K_d = \frac{D_{-1\text{пр.кор}}}{D_{-1\text{т кор}}} > 1.$$

5. Определение предельных значений ограниченной выносливости и длин макротрещин стали в агрессивной среде

Предел ограниченной выносливости $\sigma_{-1l\text{кор}}$ при трещине $L = L_{-1\text{нач.кор}}$ в агрессивной среде:

$$\sigma_{-1l\text{кор}} = \frac{\sigma_{fc}}{\sqrt{\pi L_{-1\text{нач.кор}}\left(\frac{\sigma_{fc}}{K_{th-1}}\right)^2 + 1 - \mu + \mu^2}}, \text{ МПа}.$$

Предел ограниченной выносливости $\sigma_{-1l\text{кор}}$ стали 45 при трещине $L = L_{-1\text{нач.кор}}$ в агрессивной среде Западно-Тэбукского нефтяного месторождения:

$$\sigma_{-1l\text{кор}} = 178{,}78 \text{ МПа}.$$

Вычислив предельную поврежденность с учетом запаса в 10 % под воздействием агрессивной среды и выполнив необходимые преобразования, рассчитываем предельную ограниченную выносливость стали:

$$\sigma_{-1\text{пр.кор}} = \sigma_{-1\text{н}}(1 - D_{-1\text{пр.кор}}), \text{ МПа}.$$

Предельная ограниченная выносливость $\sigma_{-1\text{пр.кор}}$ стали 45 в агрессивной среде Западно-Тэбукского нефтяного месторождения составляет:

$$\sigma_{-1\text{пр.кор}} = 354{,}54(1 - 0{,}724) = 97{,}69 \text{ МПа}.$$

Коэффициент K_σ запаса по пределу ограниченной выносливости до требуемого вывода из эксплуатации объекта рассчитывается по значениям текущей $\sigma_{-1\text{т кор}}$ и предельной $\sigma_{-1\text{пр.кор}}$ коррозионно-усталостной прочности стали:

$$K_\sigma = \frac{\sigma_{-1\text{т кор}}}{\sigma_{-1\text{пр.кор}}}.$$

Таким образом, имеются все необходимые значения для расчета предельной длины $L_{-1\text{пр.кор}}$ макротрещины стали с учетом запаса в 10 % при эксплуатации в агрессивной среде:

$$L_{-1\text{пр.кор}} = \frac{K_{th-1}^2\left(\frac{\sigma_{fc}^2}{\sigma_{-1\text{пр.кор}}^2} - 1 + \mu - \mu^2\right)}{\pi\sigma_{fc}^2(1-r)^2}, \text{ м}.$$

Предельная длина макротрещины в стали 45 с запасом 10 % при эксплуатации объекта в агрессивной среде Западно-Тэбукского нефтяного месторождения составляет:

$$L_{-1\text{пр.кор}} = 3{,}00 \cdot 10^{-3} \text{ м}.$$

Стадия развития микродефектов, не влияющих на процесс усталостного повреждения стали, характеризует ее структурную устойчивость. Тогда отношение длины $l_{\max}$ предельного микродефекта к текущей длине $L_{-1\text{т кор}}$ трещины (при условии $l_{\max} > L_{-1\text{т кор}}$) будет представлять собой коэффициент запаса K_l структурной устойчивости стали в агрессивной среде:

$$K_l = \frac{l_{\max}}{L_{-1\text{т кор}}} > 1.$$

При текущей длине трещины $L_{-1\text{т кор}} > l_{\max}$ (стадия II) коэффициент запаса по росту трещины до прекращения эксплуатации объекта

$$K_t = \frac{L_{-1\text{пр.кор}}}{L_{-1\text{т кор}}} > 1.$$

Таким образом, предложенная методика обеспечивает возможность дублирующего контроля текущего технического состояния нефтегазопромыслового оборудования, работающего при циклическом нагружении в агрессивных эксплуатационных средах, по критерию развития трещиноподобных дефектов. Для удобства выполнения объемных математических расчетов и получения необходимых значений представленные выкладки можно использовать в качестве программного комплекса, что также упростит процесс анализа.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Юшин Е. С.** Оценка коррозионно-усталостного состояния насосно-компрессорных труб в минерализованных средах: Дис. ... канд. техн. наук / Ухтинский государственный технический университет. Ухта. 2015. 190 с.

2. **Махутов Н. А.** Деформационные критерии разрушения и расчет элементов конструкций на прочность М.: "Машиностроение", 1981. 272 с.

3. **Henry D. L.** Theory of Damage Accumulation in Steel // ASME Transaction.77. 1955. P. 913.

УДК 681.5.07

В. М. УТЕНКОВ, д-р техн. наук, С. И. ДОСЬКО, канд. техн. наук,
А. А. МОЛЧАНОВ (МГТУ им. Н. Э. Баумана), А. Р. БРЕНГАУЗ (ООО "Коломнаспецстанок", г. Коломна), e-mail: alexandrmolchanov@inbox.ru

Модальная диагностика конструкций токарных станков со станинами из композитных материалов*

Исследованы и проанализированы демпфирующие свойства базовых конструкций токарных станков из композитных материалов на основе методики, базируемой на принципах модальной диагностики конструкций. Использованы первичные экспериментальные результаты из зарубежных источников и собственных исследований. Выполнен сравнительный анализ демпфирующих свойств конструкций станин токарных станков из чугуна и композитных материалов (ферроцемент, полимербетон, металлобетон).

Ключевые слова: токарный станок, станина, композиционный материал, чугун, модальная вибродиагностика, демпфирование, статическая и динамическая жесткости.

The damping properties of the basic structures of lathe machines made of composite materials using methods based on the principles of modal diagnostics of structures are studied and analyzed. The primary experimental results from foreign sources and our own research are used. A comparative analysis of the damping properties of the structures of lathe machines beds of cast iron and composite materials (ferrocement, polymer concrete, metal concrete) is performed.

Keywords: lathe machine, bed, composite material, cast iron, modal vibration diagnostics, damping, static and dynamic rigidity.

Под модальной диагностикой базовых конструкций металлорежущих станков понимается оценка их состояния по изменению модальных параметров. Модальные параметры — это комплект собственных характеристик конструкции как упругой системы: собственные частоты (СЧ), модальные коэффициенты демпфирования (МКД) и собственные формы колебаний (СФК), а также функционально связанные с ними характеристики. Исходной информацией является набор экспериментальных временных и частотных характеристик, по которым оцениваются модальные параметры при аппроксимации [1].

Данное исследование представляет собой сравнительный анализ результатов динамических испытаний некоторых альтернативных (композитных) материалов, используемых для изготовления конструкций металлорежущих станков, и традиционных материалов. Как известно, одним из основных преимуществ использования композитных материалов (КМ) в станках является увеличение статической и динамической жесткостей, которые, в свою очередь, определяются демпфирующими свойствами конструкции. Конструкции станков, имеющие повышенную динамическую жесткость и виброустойчивость, позволяют обеспечить необходимые точность обработки и шероховатость обработанных поверхностей, увеличить стойкость инструмента и производительность обработки.

Вопросам повышения демпфирующих свойств базовых конструкций станков посвящено немало работ [2—4]. Например, в статье [2] описаны результаты исследования влияния материала станины на точность токарной обработки и виброустойчивость. Приведенные сведения показывают достаточно высокую точность обработки на станках с базовыми деталями (станинами) из композитного материала, когда в них использовался металлобетон с внешней оболочкой и без нее. В статье также описана попытка сравнения демпфирующих свойств конструкций станков из металлобетона и гранитана.

Обзор отечественных публикаций по использованию КМ в станках выявил отсутствие вразумительной методики оценки демпфирующих свойств несущих конструкций из КМ. Однако из зарубежных источников [3, 4] видно, что с конца 1980-х годов постепенно складывается обоснованная (предположительно) методика сравнительной оценки демпфирующих свойств несущих конструкций станков из КМ. В основу методики сравнительного анализа собственных характеристик конструкций станин положено то, что собственные формы колебаний являются наиболее консервативными собственными характеристиками. Собственные формы колебаний определяются упругоинерционным ядром конструкции, ее пространственной конфигурацией и соотношением размеров. Поэтому даже при использовании другого материала при неизменной конструкции станины в эксперименте наблюдались колебания одинаковой формы, но с разными СЧ.

Анализ эффективности использования для изготовления станин ферроцемента. В работе [3] описаны результаты динамических испытаний (по сути, модальная диагностика) центрового токарного станка, для которого были

* Исследование выполнено в рамках базовой части государственного задания в сфере научной деятельности по заданию № 9.8514.2017/БЧ за 2017 год.

изготовлены практически идентичные (с учетом встраивания различных дополнительных элементов) ферроцементная и чугунная станины. Ферроцемент отличается от железобетона тем, что его арматурный каркас выполнен не из металлических прутков, свариваемых между собой, а из металлической или другой гибкой проволоки малого диаметра. Кроме того, в ферроцементе в качестве наполнителя используется только песок, связанный цементом, а не песок со щебнем, как в обычном железобетоне. С целью армирования в состав ферроцемента могут быть включены полимерные волокна различных длин и диаметров.

Сравнительные динамические испытания станин проводили для определения собственных характеристик (СЧ, МКД и СФК) с помощью экспериментального модального анализа.

Обозначим типы СФК станины в зависимости от результата их воздействия на нее.

Характер поведения конструкции	Обозначение СФК
Скручивание в плоскости *YOZ*	*YZ*1, *YZ*2
Изгиб в плоскости *ZOX* . . .	*ZX*1, *ZX*2
Изгиб в плоскости *YOX* . . .	*YX*1, *YX*2

В отличие от описания в работе [3] результатов динамических испытаний станин в соответствии с методикой модальной диагностики нами в основу описания положена последовательность СФК для чугунной станины (таблица). При таком подходе картина становится более сложной, чем при частотном распределении. Однако это позволяет с большим физическим приближением сделать выводы о характере влияния материала и способа изготовления станины на ее СЧ и МКД.

Собственные характеристики станин

Мода	Тип СФК	Материал станины			
		Чугун		Ферроцемент	
		f, Гц	ξ, %	*f*, Гц	ξ, %
1	*YZ*1	125	1,27	465	1,33
2	*YX*1	252	0,72	310	1,80
3	*ZX*1	342	0,57	280	1,79
4	*ZY*2	382	0,49	785	1,18
5	*YX*2	430	0,51	670	1,44
6	*ZX*2	730	0,58	620	1,28

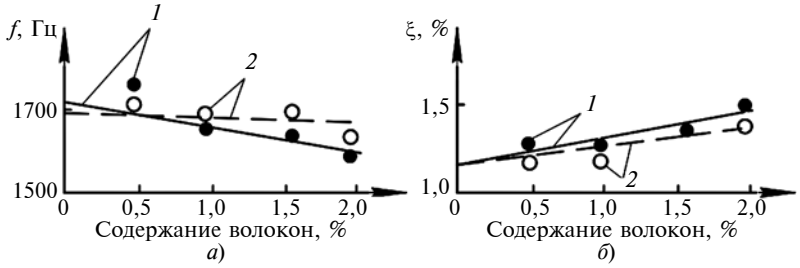


Рис. 1. Влияние содержания волокон на первую собственную частоту (*а*) и модальный коэффициент демпфирования (*б*) при длине 5 (*1*) и 10 мм (*2*) [3]

Итак, для первой формы колебаний, связанной со скручиванием станины, собственная частота *f* увеличилась в 3,7 раза, а МКД увеличился незначительно. Это вполне объяснимо тем, что ферроцементная станина обладает повышенной жесткостью на кручение, но для других видов СФК модальные коэффициенты демпфирования увеличились в 2—3 раза даже при значительном увеличении СЧ.

Характеристики ферроцемента можно улучшить путем добавления в цементную матрицу поликретовых волокон методом импрегнирования в нее полимера. Исследовались образцы ферроцемента, армированного поликретовым волокном длиной 5 и 10 мм в количестве 0,5÷2 % от объема матрицы. Во всех образцах соотношение между водой и цементом составляло 0,35, а между песком и цементом — 2,5.

Динамические испытания образцов, проводившиеся для определения влияния длины волокна и его процентного содержания на собственную частоту *f* и относительную скорость затухания колебаний, показали, что СЧ обратно пропорциональна процентному содержанию волокна (рис. 1).

Следует отметить, что волокна меньшей длины обеспечивают более высокую собственную частоту *f* и большее демпфирование. Влияние волокон находится в пределах 6 %, что можно рассматривать как незначительное. Поскольку с увеличением содержания волокна в образцах их демпфирование существенно увеличивается, можно сделать вывод, что присутствие волокон благодаря их схватывающему действию увеличивает диссипативную энергию образцов.

С целью сравнения демпфирующих свойств станин из чугуна и ферроцемента результаты оценок СЧ и МКД приведены на диаграмме $D_{f\xi}$ (рис. 2).

Анализируя данные таблицы и рис. 2, можно сделать вывод, что ферроцемент обладает лучшими, чем у чугуна, динамическими характеристиками, в частности более высокими собственными частотами *f* и относительными коэффициентами ξ демпфирования. Первая СЧ ферроцементной станины почти в 2 раза выше, чем

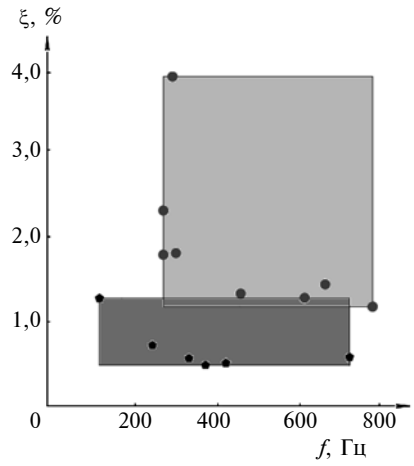


Рис. 2. Области диаграммы $D_{f\xi}$ для чугуной (⬟) и ферроцементной (●) станин

СЧ чугунной станины, а модальный коэффициент ξ демпфирования ферроцемента почти вдвое превышает соответствующий показатель чугуна. Это позволяет утверждать, что ферроцементная станина обладает более высокой динамической жесткостью, чем чугунная.

Анализ эффективности использования для изготовления станин полимербетона. В статье [4] представлены результаты сравнительных динамических испытаний конструкций токарных станин из чугуна и полимербетона. На рис. 3 и 4 приведены экспериментальные и расчетные АЧХ (податливости) станин при приложении нагрузки и измерении перемещения вдоль оси, перпендикулярной к плоскости направляющих суппорта (ось *Y*). Экспериментальные АЧХ были сканированы с графиков, представленных в статье [4], переведены в линейный масштаб и аппроксимированы в интерактивном режиме с помощью программы IMS-I [5]. В результате аппроксимации экспериментальных АЧХ были идентифицированы СЧ и МКД и представлены в виде диаграммы $D_{f\xi}$ (рис. 5).

Анализ эффективности использования для изготовления станин металлобетона. Станины могут изготовляться в специальных съемных или разборных формах-опалубках (для серийного и массового изготовления) или в несъемных обечайках (для индивидуально изготовляемых или мелкосерийных конструкций). В качестве объекта для исследований была выбрана станина (рис. 6) токарного станка, изготовленная из металлобетона в сварной обечайке на производственной площадке ООО "Коломнаспецстанок".

План эксперимента. Поскольку эксперимент проводился непосредственно на предприятии ООО "Коломнаспецстанок", то при его планировании ставилась задача приблизиться к результатам исследований, описанных в работах [3, 4], используя, таким образом, минимальные средства. Идея эксперимента состояла в обеспечении возможности проявления СФК, обозначенных ранее как *ZX*1, *ZX*2, *YX*1, *YX*2, для чего датчик ускорения устанавливали соответственно в точках *1÷4* станины (рис. 7) и в точке *5* для про-

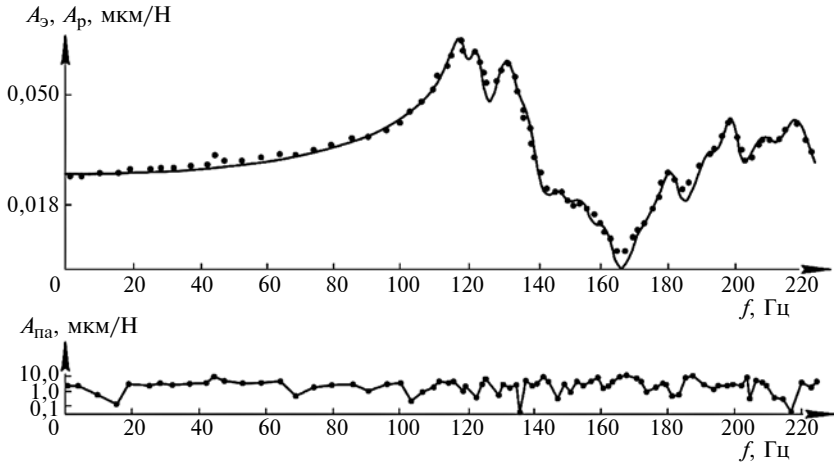


Рис. 3. АЧХ чугунной станины:
экспериментальная (•); расчетная (—); погрешности аппроксимации (—•—)

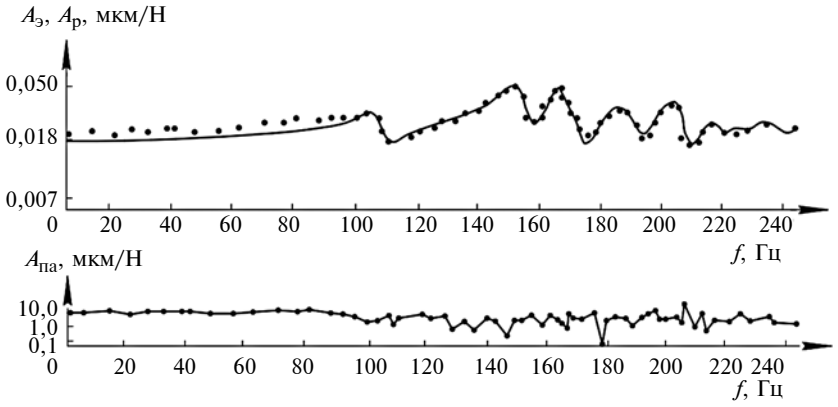


Рис. 4. АЧХ полимербетонной станины:
экспериментальная (•); расчетная (—); погрешности аппроксимации (—•—)

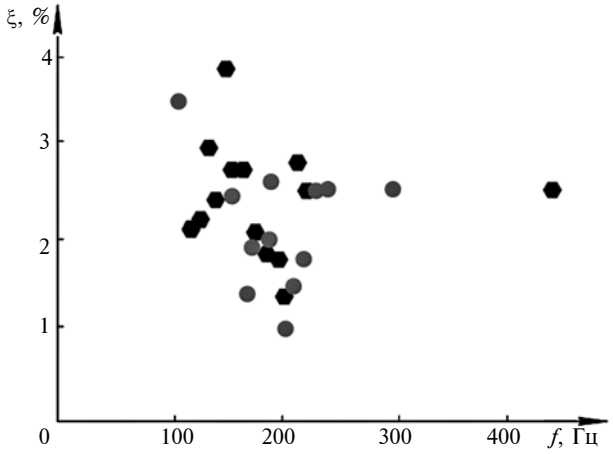


Рис. 5. Диаграмма $D_{f\xi}$ для чугунной (⬟) и полимербетонной (●) станин

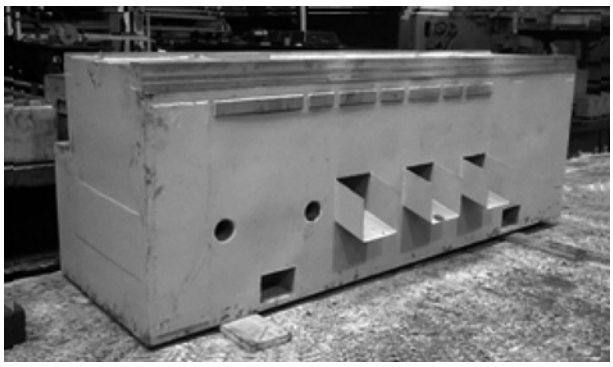


Рис. 6. Станина токарного станка

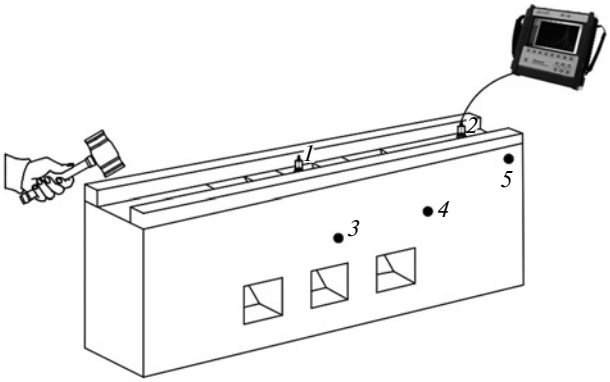


Рис. 7. Проведение эксперимента

явления СФК сразу двух типов: *ZX*1 и *ZX*2. Измерения проводились посредством комплекта аппаратуры фирмы "Диамех" (Россия), который состоял из ударного молотка, акселерометра АС102-1А (общего назначения) с частотным диапазоном 2÷10 000 Гц; временные характеристики регистрировали с помощью портативного двухканального анализатора вибрации на базе Windows CE "Оникс". Импульсное нагружение осуществлялось с помощью молотка с резиновым ударником массой 1 кг. Для обеспечения возможности присутствия в измеряемом сигнале собственных частот до 1500 Гц в соответствии с теоремой Котельникова [6] и возможностями прибора "Оникс" частоту f_Δ дискретизации сигнала выбрали равной 3000 Гц. Эта частота позволила использовать только $N = 512$ экспериментальных значений, поэтому период наблюдений сигнала составил

$$T_{\text{наб}} = \frac{1}{f_\Delta} N = 0{,}17 \text{ с}.$$

Метод затухающих колебаний. Оценка параметров экспоненциального сигнала — одна из самых распространенных задач в различных областях техники. Это связано с тем, что система совершает свободные колебания и ее реакция на импульсное воздействие является суммой именно таких сигналов, т. е., оценив параметры сигналов на выходе системы, можно решить задачу идентификации системы и ее состояния. Использование в этих целях дискретного преобразования Фурье, например БПФ, не всегда дает хорошие результаты, так как оно предназначено больше для оценки спектра сигнала, а не частоты и, кроме того, в классическом варианте не является статистически устойчивым. Для нестационарных колебаний необходим спектральный анализ, с помощью которого можно:

1) выполнить без побочных эффектов спектральное оценивание сегментов временных рядов во временных окнах ограниченной продолжительности;

2) использовать модель нестационарного временного ряда (например, возрастающего или убывающего во временном окне);

3) определить спектр собственных частот сегмента временного ряда;

4) определить спектр модальных коэффициентов демпфирования.

С учетом этих потребностей для определения зависящих от времени спектров демпфирования нестационарных колебаний многие исследователи [7, 8] считают перспективным использование метода Прони, при котором отсутствует ряд ограничений, свойственных Фурье-преобразованию временных рядов. Например, в результате Фурье-преобразования времен-

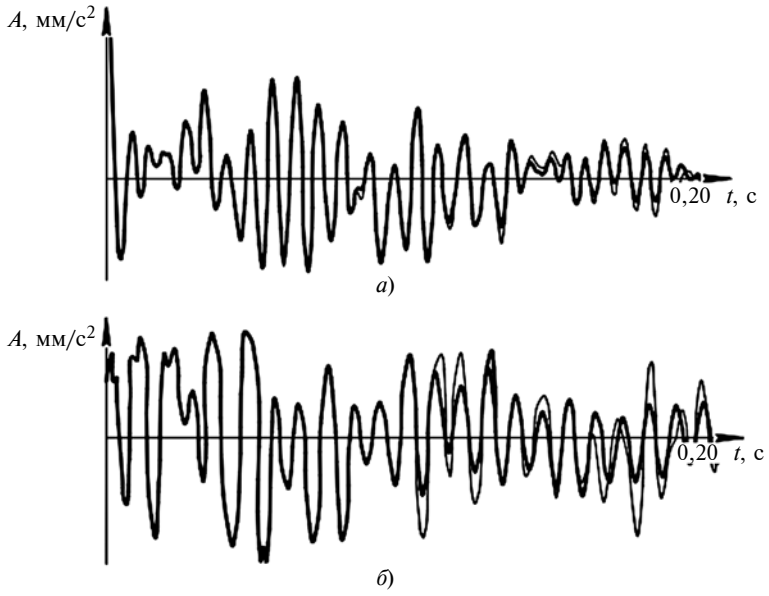


Рис. 8. Результаты аппроксимации сигнала, снятого на станине токарного станка в сборе (*а*), и сигнала, снятого на станине в точке *5* (см. рис. 7) (*б*)

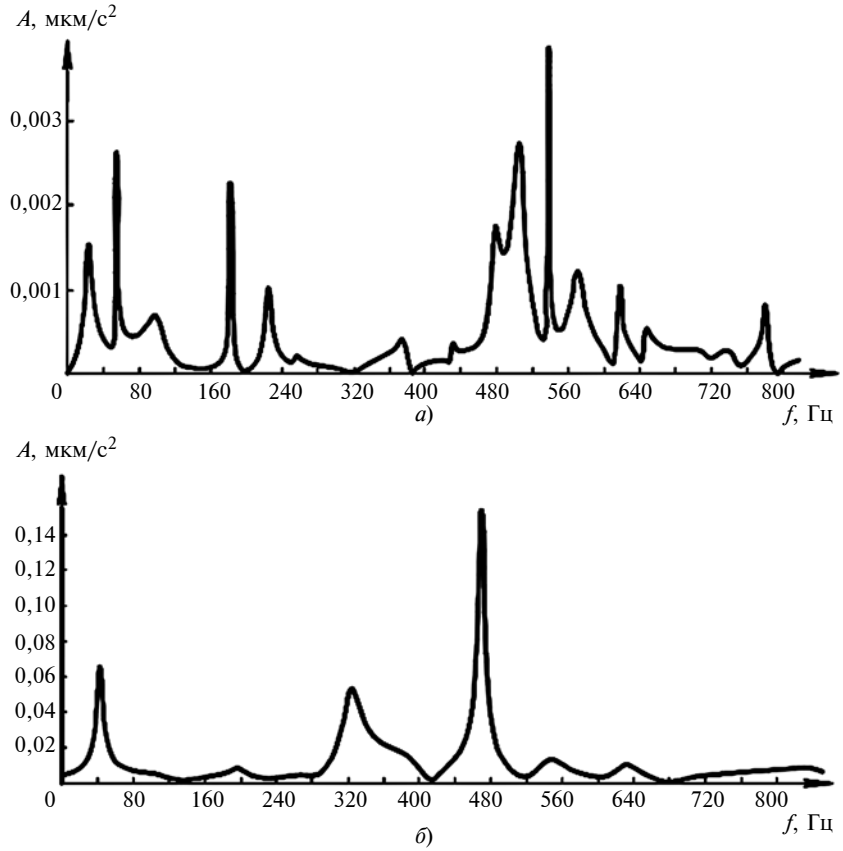


Рис. 9. Спектр Прони—Фурье станины токарного станка в сборе (*а*) и спектр, снятый в точке *5* станины (см. рис. 7) (*б*);

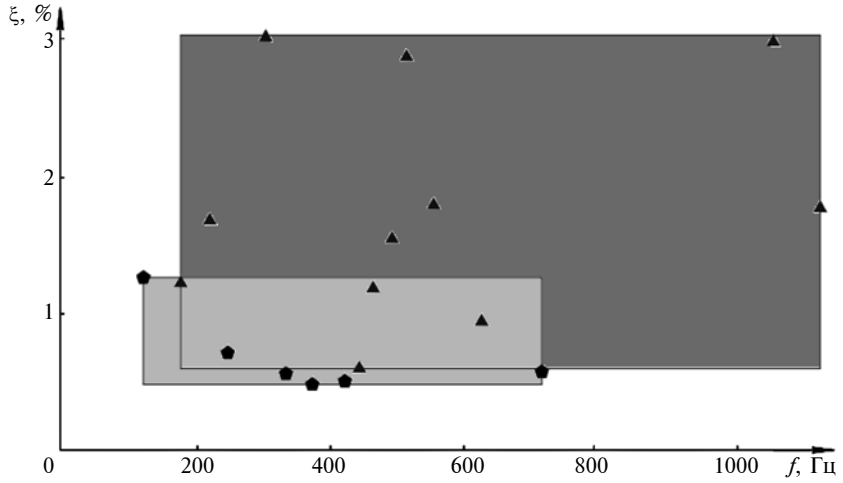


Рис. 10. Диаграмма $D_{f\xi}$ для чугунной (⬟) и металлобетонной (●) станин

ных рядов, представляющих собой затухающие синусоиды вида $Ae^{-\delta t}\cos(2\pi ft + \varphi)$, получают оценки трех параметров: Фурье-амплитуды $A/\delta^{1/2}$; фазы φ; частоты f, точность которой зависит от величины δ. В методе Прони используется разложение сегментов временных рядов, в результате которого для временных зависимостей этого вида определяются все четыре независимых параметра этих временных зависимостей: A, φ, δ, f.

Метод Прони позволяет аппроксимировать дискретную последовательность комплексных данных моделью, состоящей из M затухающих комплексных экспонент, которые будем называть модами сигнала:

$$\tilde{y}_n = \sum_{k=1}^{M} [A_k \exp(j2\pi f_k Tn + j\varphi_k)\exp(\delta_k Tn)], \quad n = \overline{1, N},$$

где A_k — начальная амплитуда (амплитуда Прони); f_k — частота, φ_k — начальная фаза; δ_k — коэффициент затухания; $T = 1/f_\Delta$ — период дискретизации сигнала; n — номер отсчета; N — число отсчетов сигнала.

На рис. 8, *а* и *б* представлены результаты аппроксимации сигналов ускорения, снятых соответственно на станине в точке *5* (см. рис. 7) и на станине токарного станка в сборе. На рис. 9, *а* и *б* представлены спектры Прони—Фурье этих сигналов. Оценки СЧ и МКД представлены в виде диаграммы "частота-демпфирование" на рис. 10.

Выводы

1. Результаты использования предложенной методики оценки демпфирующих свойств базовых конструкций станков из композитных материалов хорошо коррелируют с результатами, полученными зарубежными авторами.

2. Композитные материалы обладают гораздо более высокими демпфирующими свойствами, чем чугун в рабочем диапазоне частот.

3. Повышенные демпфирующие свойства материала не являются основным преимуществом композитных материалов. Вероятнее всего, что основным преимуществом можно считать конструкторско-технологические возможности материала. Однако этот вопрос требует особого и тщательного рассмотрения.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Досько С. И.** Модальная диагностика машиностроительных конструкций. Принципы, технологии, примеры использования // Труды

УДК 621.752.3

Б. А. ГОРДЕЕВ, д-р техн. наук (ИПМ РАН, Нижегородский ГТУ им. Р. Е. Алексеева), А. К. ЛЮБИМОВ, д-р физ.-мат. наук (Нижегородский ГУ им. Н. И. Лобачевского), С. Н. ОХУЛКОВ, канд. физ.-мат. наук (ИПМ РАН, Нижегородский ГТУ им. Р. Е. Алексеева), Д. Ю. ТИТОВ, канд. техн. наук (Нижегородский ГТУ им. Р. Е. Алексеева), А. И. ЕРМОЛАЕВ (ИПМ РАН, г. Нижний Новгород), e-mail: gord349@mail.ru

Влияние входного виброускорения широкополосной случайной вибрации на амплитудно-частотные характеристики гидроопор[1]

Исследованы амплитудно-частотные характеристики гидроопор при воздействии широкополосной случайной вибрации при разных входных среднеквадратичных виброускорениях. Экспериментально определены условия демпфирования вибросигналов гидроопорами.

Ключевые слова: вибростенд, широкополосная случайная вибрация, амплитудно-частотные характеристики, спектральная плотность, белый шум.

The amplitude-frequency characteristics of hydro-bearings under the action of broadband random vibration with different input root-mean-square vibration accelerations are studied. The conditions for damping the vibrosignals with hydro-bearings are determined experimentally.

Keywords: vibration bench, broadband random vibration, amplitude-frequency characteristics, spectral density, white noise.

В технике актуальной задачей является демпфирование элементов машин при действии широкополосной случайной вибрации (ШСВ), которое наиболее полно обеспечивают гидравлические виброопоры, в которых основную функцию гашения вибрации выполняет внутреннее трение демпфирующей жидкости [1—4]. Поэтому необходимо определить характеристики входного вибросигнала, влияющие на движение жидкости в рабочих камерах и каналах гидроопор [3]. Энергия колебаний, действующих при ШСВ на гидроопоры, сосредотачивается в области собственных частот испытуемых гидроопор [2, 3].

Определить амплитудно-частотные характеристики (АЧХ) испытуемых гидроопор позволяет анализ спектральных плотностей и виброускорений входных и выходных вибросигналов. Воздействие ШСВ на гидроопоры позволяет, кроме АЧХ, установить собственные частоты нагруженных гидроопор [5, 6]. Испытания четырех гидроопор на действие ШСВ при статической нагрузке 108 кг проводили на вибростенде Star28, что вызывало деформацию обечайки гидроопоры на $2{,}5 \cdot 10^{-3}$ м. Конструкция вибростенда Star28 обеспечивает случайные колебания рабочего стола с шестью степенями свободы, имитирующие белый шум.

На рис. 1, *а*, *б* показаны соответственно вибростенд и его компрессорная станция.

Возбуждение стола обеспечивают восемь пневматических вибраторов, каждый из которых генерирует псевдослучайное нагружение вибростенда в диапазоне от 20 до 6500 Гц.

Среднеквадратичное отклонение (СКО) входного вибросигнала может принимать значения от 3 до 30g. Максимальная масса испытуемого объекта 227 кг. Программное обеспечение поз-

[1] Работа выполнена при поддержке Российского научного фонда (проект № 15-19-10026).

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 17)

Междунар. науч.-техн. конф. "Интеллектуальные системы измерений, контроля и диспетчеризации изделий в промышленности" (28, 29 октября 2014 г., г. Москва). С. 241, 242.

2. **Григорьев С. Н., Ветров С. И.** Эффективность применения композитных металлобетонных базовых деталей в токарных станках // Вестник МГТУ "Станкин". № 4 (8). 2009. С. 1—13.

3. **Rahman M., Mansur M., Chua K.** Evaluation of advanced cementation composites for machine-tool structures // Annals of CIRP. 1988. V. 37/1. P. 373—376.

4. **WECK M., KERSTIENS P.** Verbundwerkstoffe mit Kunststoffmatrix im Werkzeugmaschinenbau // Technische Rundschau. 1984. 22/86. S. 52—59.

5. **Гусаров С. В.** Программа IMC-1i для идентификации механических систем в частотной области (интерактивная версия) // Высокие технологии и фундаментальные исследования. Т. 1: сборник трудов Десятой междунар. науч.-практич. конф. "Исследование, разработка и применение высоких технологий в промышленности" / Под ред. А. П. Кудинова. СПб: Изд-во Политех. ун-та, 2010. С. 127—135.

6. **Гольденберг Л. М.** Цифровая обработка сигналов: учеб. пособие для вузов. М: Радио и связь, 1990. 256 с.

7. **Кухаренко Б. Г.** Исследование по методу Прони динамики систем на основе временных рядов // Труды МФТИ. 2019. Т. 2. С. 176—192.

8. **Марпл С. Л.** Цифровой спектральный анализ и его приложения. М.: Мир, 1990. 265 с.

воляет задавать программы (истории) нагружения вибростенда, т. е. законы изменения величины СКО в процессе испытаний. С помощью датчиков ускорения (ДУ) программа нагружения контролирует точность реализации СКО, численно оценивает спектральную плотность, визуально реализует во времени величины ускорения и скорости, а также определяет ряд других параметров входного вибросигнала.

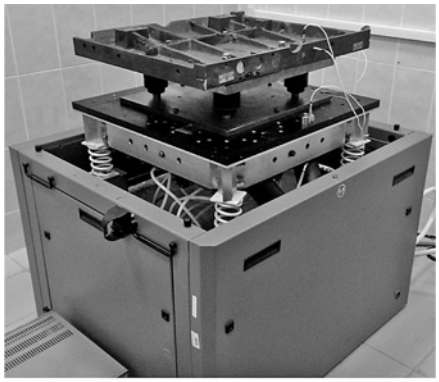
Указанная информация определяется для каждого ДУ. Общее число каналов, к которым подключаются датчики, в данной версии стенда равно двум (на входе и выходе гидроопор). Используемые ДУ модели 3030B4 позволяют проводить измерения в диапазоне от 2 до 10 000 Гц, резонансная частота датчиков — 30 кГц, максимальная вибрация 100g (СКО).

Так как вибростенд Star28 реализует ШСВ в диапазоне от 2 до 10 000 Гц, то входные вибросигналы гидроопор можно представить в виде нормального гауссовского шума или белого шума — шумового вибросигнала, частотный спектр которого постоянен и равномерен [2, 3, 9, 10].

Разновидностью случайной вибрации является ШСВ, которая не описывается точнейшими математическими соотношениями и которую с определенной вероятностью можно представить мгновенными значениями амплитуд $x(t)$ на временном интервале τ наблюдения, выбранными из произвольных значений случайного вибросигнала от x_1 до $x_1 + \Delta x$ (рис. 2). Вероятность такого шумового вибросигнала можно определить из выражения [1—3]:

$$P[x_1 \le x(t) \le x_1 + \Delta x] = \lim_{\tau \to \infty} \left(\frac{1}{\tau} \sum_{i=1}^{n} \Delta t_i \right), \qquad (1)$$

где $\sum_{i=1}^{n} \Delta t_i$ — суммарная продолжительность нахождения амплитуды вибросигнала в интервале от



а)

б)

Рис. 1. Вибростенд Star28 (*а*) и компрессорная станция (*б*) для испытаний гидроопор на широкополосную случайную вибрацию

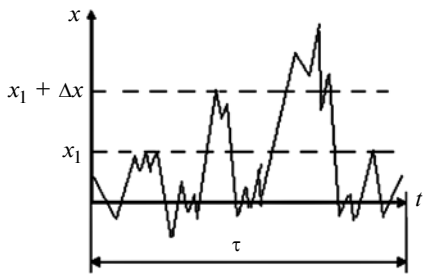


Рис. 2. Представление широкополосной случайной вибрации через мгновенные значения амплитуд $x(t)$ вибросигнала на временном интервале τ наблюдения

x_1 до $x_1 + \Delta x$ за время τ наблюдения; Δx — интервал значений величины $x(t)$, где вероятность их появления определяется формулой (1).

При времени наблюдения $\tau \to \infty$ уравнение (1) точно описывает вероятность любого события (положение стола вибростенда), в том числе и диапазон частот входного вибросигнала. Так как вероятность зависит от ширины интервала Δx, то используют величину, называемую плотностью вероятности данного положения стола вибростенда:

$$f(t) = \lim_{\Delta x \to 0} \left(\frac{P[x_1 \le x(t) \le x_1 + \Delta x]}{\Delta x} \right).$$

При анализе случайной вибрации в частотной области используют дисперсии δ амплитуды гармонических составляющих.

Дисперсия δ^2, отнесенная к рассматриваемой полосе частот, называется спектральной плотностью:

$$S(f) = \delta^2/\Delta f.$$

Среднее значение дисперсии случайной вибрации в интервале частот $f_1 \div f_2$ можно определить, измеряя случайную вибрацию на входе полосового фильтра с узкой полосой пропускания и по усредненному квадрату функции на выходе того же фильтра [3, 9].

Широкополосную случайную вибрацию можно представить как сумму квазидетерминированной вибрации и вибрационного белого шума [4, 9]. Белый шум является стационарным случайным процессом с равномерным энергетическим спектром, который определяется по формуле

$$G_{x_1}(\omega) = N_0, \qquad (2)$$

где ω — круговая частота; N_0 — равномерная односторонняя спектральная плотность мощности белого шума.

На практике энергетический спектр входного случайного вибросигнала считают белым шумом, если равенство (2) выполняется в пределах полосы частот, которая существенно шире полосы демпфирования вибросигналов гидроопорами [9, 10].

Дисперсия белого шума (средняя мощность) определяется по формуле

$$\sigma_x^2 = P_{\text{ср}} = N_0 \Delta f, \qquad (3)$$

где $P_{ср}$ — средняя вероятность появления значений Δf или Δx; $\Delta f = 1/\tau_k$ — бесконечная ширина спектра частот белого шума, обратно пропорционального интервалу корреляции; τ_k — интервал корреляции случайного процесса.

Под интервалом корреляции понимается величина временного сдвига τ_k, на котором существует связь между значениями случайного процесса. При интервале корреляции $\tau_k = 0$ случайный процесс называют некоррелированным или белым шумом.

Так как $\Delta f = 1/\tau_k$, а для белого шума $\tau_k \to 0$, то $\Delta f = \infty$, и в соответствии с равенством (3) $P_{ср} \to \infty$, т. е. мощность белого шума не ограничена. Корреляционную функцию белого шума в окрестности точки $\tau = 0$ аппроксимируют дельта-функцией вида

$$K(\tau) = 0{,}5N_0\delta(\tau).$$

Таким образом, белый шум является идеализацией. В природе не существуют источники сигналов и помех, которые обеспечивали бы бесконечную мощность, а также генерировали процессы с некоррелированными близкими отсчетами. Однако многие вибросигналы, генерируемые несколькими источниками, можно рассматривать как белый шум. К таким источникам относятся и виброционные шумы, которые можно представлять в виде гауссовских случайных процессов [4, 9].

Одномерная плотность вероятности гауссовского процесса выражается формулой

$$\omega(x, t) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_x(t)} \times$$

$$\times \exp\left\{-\frac{[x(t) - m_x(t)]^2}{2\sigma_x^2(t)}\right\}, \qquad (4)$$

где $m_x(t)$ — математическое ожидание; $\sigma_x(t)$ — среднеквадратическое отклонение.

Одномерная функция распределения для гауссовского процесса выражается формулой

$$F(x, t) = \int_{-\infty}^{x} \omega(x, t)\mathrm{d}x =$$

$$= F\left[\frac{x(t) - m_x(t)}{\sigma_x}\right] =$$

$$= 1 - V\left[\frac{x(t) - m_x(t)}{\sigma_x}\right],$$

где $\dfrac{x(t) - m_x(t)}{\sigma_x} = z$ — аргумент функции.

Тогда одномерную функцию распределения для гауссовского процесса можно представить в виде

$$F(x, t) = \int_{-\infty}^{x} \omega(x, t)\mathrm{d}x = F[z] =$$

$$= 1 - V[z].$$

Функцию $F(z)$ и интеграл ошибок (табулированную функцию) $V(z)$ представим в виде:

$$F(z) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^{z} \exp\left(-\frac{t^2}{2}\right)\mathrm{d}t;$$

$$V(z) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{x}^{\infty} \exp\left(-\frac{t^2}{2}\right)\mathrm{d}t =$$

$$= 1 - F(z).$$

Если гауссовский случайный процесс стационарен в широком диапазоне частот входного вибросигнала, то он одновременно стационарен и в узком диапазоне частот. Плотность распределения вероятностей гауссовского процесса любого порядка задается своим средним значением и корреляционной функцией $K_x(\tau)$. Для гауссовского случайного процесса его плотность распределения вероятностей остается неизмен-

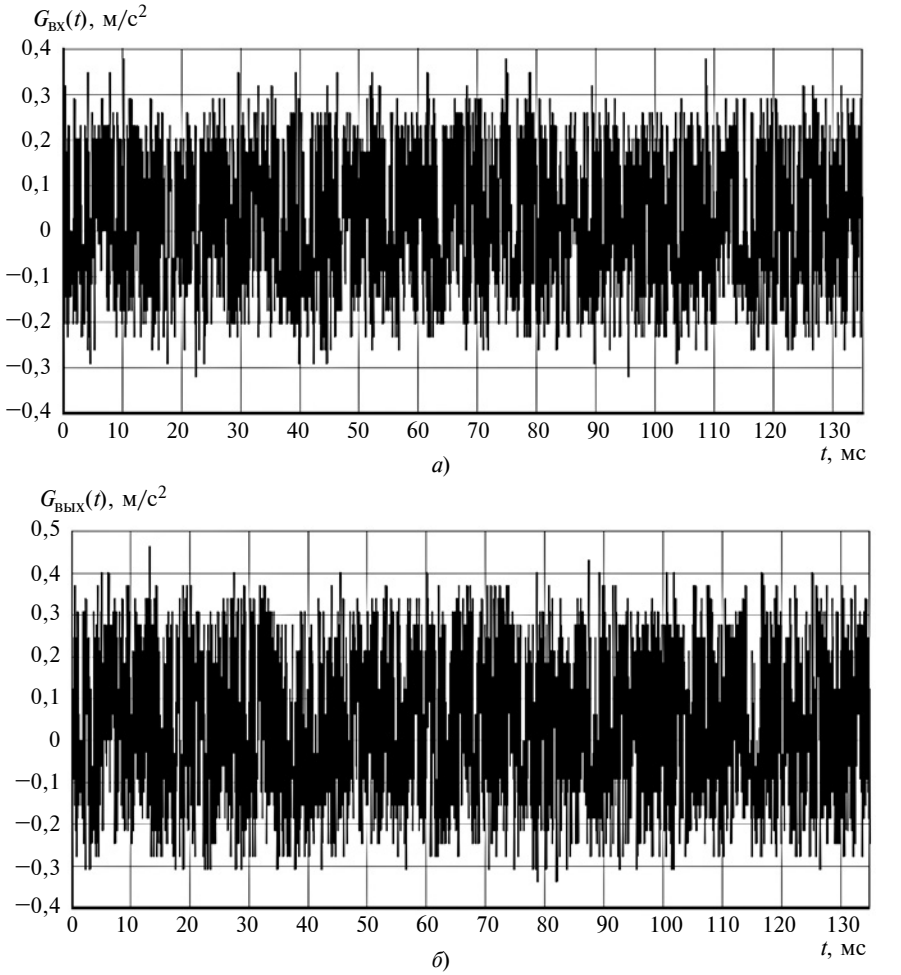


Рис. 3. Диаграммы мощности входного (*а*) и выходного (*б*) вибросигналов гидроопор при входном СКО 50 м/с^2

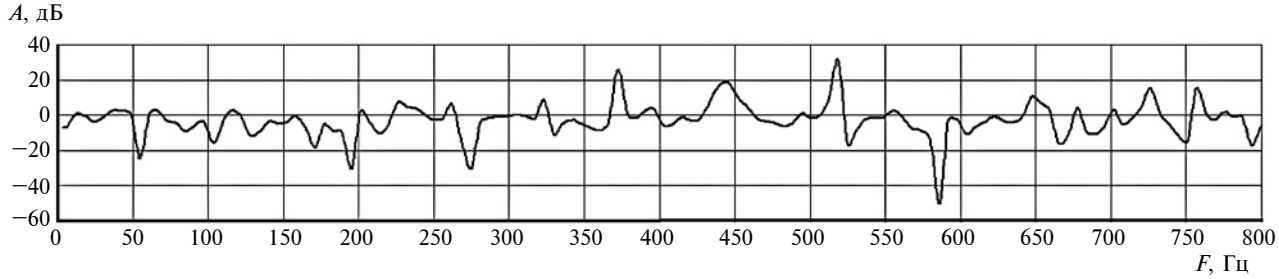


Рис. 4. Расчетная АЧХ гидроопор при входном СКО 50 м/с^2

ной после таких линейных операций обработки, как дифференцирование, интегрирование и линейная фильтрация. Это, как правило, не соблюдается при других законах распределения [4, 9].

Если гауссовский процесс является белым шумом, то все n его сечений не коррелированы и плотность распределения вероятностей n-го порядка определяется как произведение из n одномерных плотностей распределения:

$$\omega(x_1, ..., x_n; t_1, ..., t_n) = \prod_{i=1}^{n} \omega(x_i, t_i) = \frac{1}{\sqrt{(2\pi\sigma_x^2)^n}} \exp\left(-\frac{1}{2\sigma_x^2}\sum_{i=1}^{n} x_i^2\right). \quad (5)$$

Формула (5) приведена для стационарного гауссовского процесса с математическим ожиданием $m_x = 0$ [9, 10].

Перемещение стола вибростенда относительно пола определяется по формуле

$$d = S - \frac{Sm_\Sigma}{m_\Sigma + m_k},$$

где d — допустимое перемещение исследуемого объекта (размах); m_Σ — общая подвижная масса; m_k — масса корпуса; $S_1 = 26$ мм (25,4 мм) и $S_2 = 39$ мм (38 мм) — номинальное и максимальное перемещение исследуемого объекта; $S_3 = 52$ мм (50,8 мм) — перемещение стола вибростенда (первые цифры — округление перемещений) [4].

Параметры вибрации входного и выходного вибросигналов четырех гидроопор измеряли на вибростенде Star28 под нагрузкой 108 кг с целью выявления их функциональных возможностей с помощью анализатора спектра "ВИБРАН-2" [11].

На основании полученных данных в пакете Microsoft Office Excel рассчитали АЧХ гидроопор, определяющие эффективность их работы.

Амплитуду A, дБ, АЧХ гидроопор, несущих информацию об их демпфировании, определяли по разности десятичных логарифмов для каждых исследуемых входных и выходных гармоник по формуле

$$A = 20\lg(U_{вых}/U_{вх}) = 20\lg U_{вых} - 20\lg U_{вх}, \quad (6)$$

где $U_{вх}$ и $U_{вых}$ — СКО входного и выходного вибросигналов, м/с^2.

Диаграммы, приведенные на рис. 3, *а*, *б*, представляют экспериментально реализованные во времени мощности входного $G_{вх}(t)$, м/с^2, и выходного $G_{вых}(t)$, м/с^2, вибросигналов гидроопор

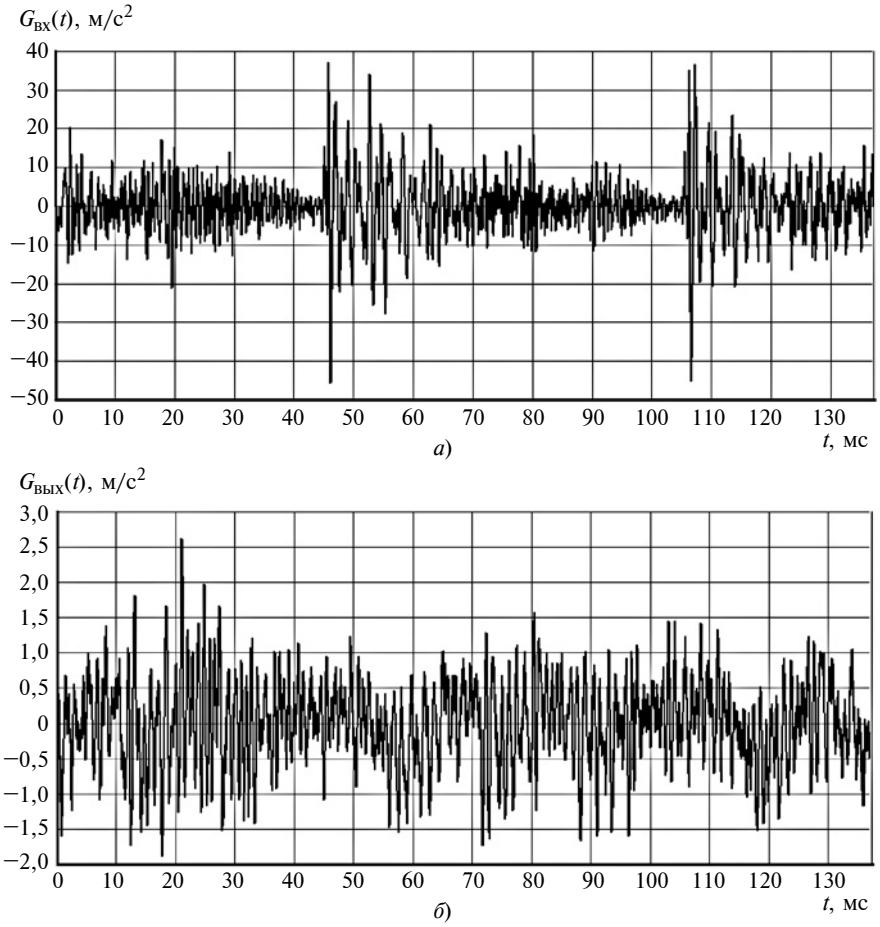


Рис. 5. Диаграммы мощности входного (*а*) и выходного (*б*) вибросигналов гидроопор при входном СКО 100 м/с^2

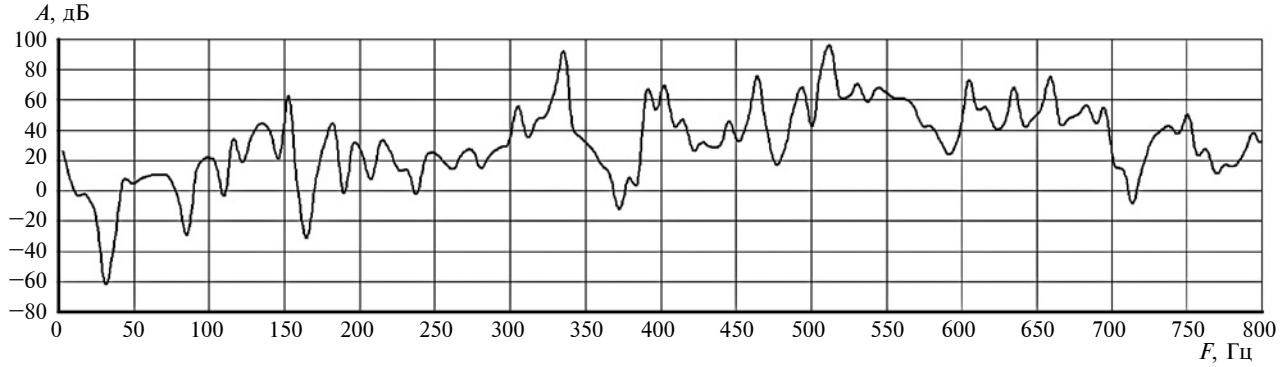


Рис. 6. Расчетная АЧХ гидроопор при входном СКО 100 м/с^2

при входном СКО 50 м/с^2. Диаграммы показывают, что при входном СКО 50 м/с^2 входной сигнал не демпфируется. Более того, гидроопоры работают как упругие пружины, которые на некоторых гармониках могут усиливать вибросигнал (см. рис. 3, *б*).

На рис. 4 приведена АЧХ гидроопор, рассчитанная в пакете Microsoft Office Excel при входном СКО 50 м/с^2, из которой видно, что на частотах 50, 100, 195, 235 и 575 Гц демпфирование отсутствует, а наблюдается усиление входного сигнала, в среднем на 5 дБ. На частотах 370, 485, 195 и 530 Гц демпфирование происходит в среднем на 10 дБ, а на остальных гармониках спектра — на уровне помех. В результате расчета уровней данной АЧХ во всем диапазоне частот выходной сигнал гидроопор возрастает в среднем на 2,8 дБ [6, 8].

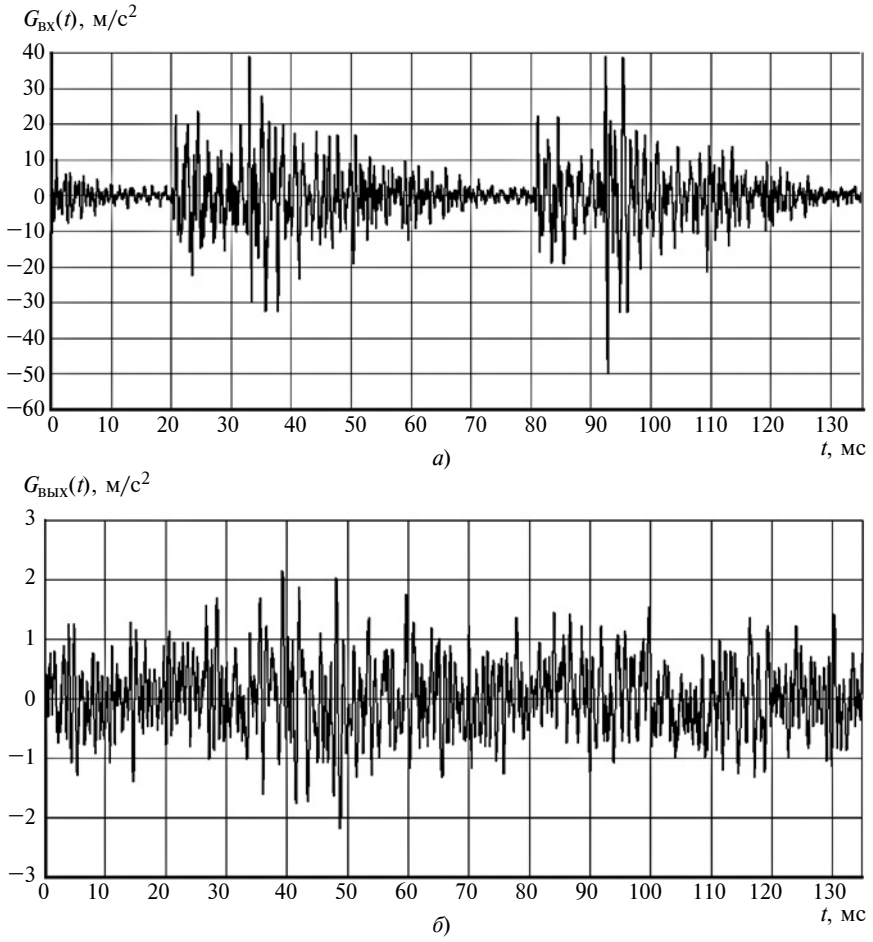


Рис. 7. Диаграммы мощности входного (*а*) и выходного (*б*) вибросигналов гидроопор при входном СКО 150 м/с^2

На рис. 5, *а*, *б* приведены диаграммы экспериментально полученных значений мощности входного $G_{вх}(t)$, м/с^2, и выходного $G_{вых}(t)$, м/с^2, вибросигналов гидроопор при входном СКО 100 м/с^2. На диаграмме (см. рис. 5, *а*) из белого шума явно выделяется периодический детерминированный сигнал частотой около 17 Гц, возбуждаемый посторонним источником. Здесь наблюдается нестационарность случайного вибропроцесса по дисперсии, описываемая моделью мультипликативного нестационарного процесса:

$$X(t) = Y(t)\varphi(t),$$

где $Y(t)$ — стационарный случайный вибропроцесс; $\varphi(t)$ — детерминированная функция с периодом повторения $T_{дф} \approx 60 \cdot 10^{-3}$ с.

Предполагается, что этот вибросигнал генерируется компрессором, так как частота вращения вала электродвигателя 1020 мин$^{-1}$ соответствует циклической частоте 17 Гц. На диаграмме на рис. 5, *б* периодическая нестационарность по дисперсии случайного вибропроцесса с частотой 17 Гц, вызванная вращением вала электродвигателя компрессора, и она в реализации белого шума (рис. 5, *б*) явно не выражена.

На рис. 6 приведена АЧХ гидроопор, рассчитанная в пакете Microsoft Office Excel при входном СКО 100 м/с^2, из которой видно, что входной белый шум

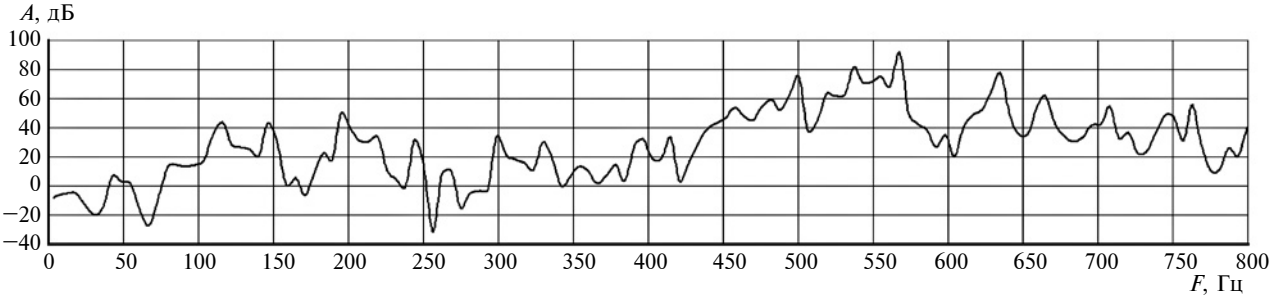


Рис. 8. Расчетная АЧХ гидроопор при входном СКО 150 м/с^2

демпфируется в среднем на 22 дБ [6, 8].

На рис. 7, *а*, *б* приведены диаграммы экспериментальных значений мощности входного $G_{вх}(t)$, м/с^2, и выходного $G_{вых}(t)$, м/с^2, вибросигналов гидроопор при входном виброускорении 150 м/с^2.

На диаграмме (см. рис. 7, *а*) из белого шума явно выделяется периодический детерминированный сигнал частотой 17 Гц, возбуждаемый посторонним источником. Сигнал с частотой 17 Гц при входном СКО 150 м/с^2 выражен более явно, чем при входном СКО 100 м/с^2. Следовательно, при возрастании входного СКО возрастает амплитуда периодического детерминированного сигнал с частотой 17 Гц. На диаграмме на рис. 7, *б* периодическая нестационарность по дисперсии случайного вибропроцесса с частотой 17 Гц, вызванная вращением вала электродвигателя компрессора, и она в реализации белого шума (рис. 7, *б*) не проявляется.

На рис. 8 приведена АЧХ гидроопор, рассчитанная в пакете Microsoft Office Excel при входном СКО 150 м/с^2, из которой видно, что входной белый шум демпфируется в среднем на 27 дБ [6, 8]. Из этой же АЧХ видно, что до частоты 50 Гц вибропроцессы неустойчивые, потому демпфирование вибрации не происходит. При повышении частоты происходит эффективное гашение вибрации в полосе от 67 до 170 Гц и в полосе от 170 до 238 Гц. С частоты 238 до 274 Гц наблюдаются неустойчивые процессы. В полосе частот от 421 до 781 Гц наблюдается гашение вибрации в среднем на 20 дБ, а в полосе частот от 781 до 1000 Гц — в среднем на 40 дБ.

Таким образом, установлено, что эффективное гашение вибрации гидроопорами проявляется в диапазонах частот от 67 до 170 Гц и от 170 до 238 Гц в среднем на 20÷30 дБ. На переходных режимах до частоты 50 Гц гашение вибрации не наблюдается. Во входном вибросигнале выявлена детерминированная периодическая нестационарность по дисперсии случайного вибропроцесса с частотой 17 Гц, вызванная вращением вала электродвигателя компрессора. При гашении вибрации гидроопорами в реализации белого шума данная нестационарность по дисперсии случайного вибропроцесса не проявляется.

Неэффективное гашение вибрации гидроопорами на низких частотах объясняется их недостаточной нагрузкой, когда внутреннее трение слоев рабочей жидкости не обеспечивает эффективную работу гидроопор. Поэтому роль демпфера выполняют упругие обечайки гидроопор.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Системы** виброзащиты с использованием инерционности и диссипации реологических сред / Б. А. Гордеев, В. И. Ерофеев, А. В. Синев, О. О. Мугин. М.: Физматлит, 2004. 175 с.

2. **Берендеев Н. Н., Жидков А. В., Любимов А. К.** Экспериментально-расчетная методика определения собственных частот конструкции // Вестник Нижегородского университета им. Н. И. Лобачевского. 2010. № 1. С. 144—151.

3. **Любимов А. К.** Определение собственных частот конструкции с использованием трехмерного случайного воздействия // Вестник Нижегородского университета им. Н. И. Лобачевского. 2011. № 4 (2). С. 214—216.

4. **Вибрации** в технике: Справочник в 6-ти т. / Под общ ред. В. Н. Челомея. М.: Машиностроение, 1980. Т. 3. Колебания машин, конструкций и их элементов / Под ред. Ф. М. Диментберга и К. С. Колесникова. 544 с.

5. **Пат. 2407029 Рос. Федерация:** МПК F16F13/08, F16F13/30. Гидравлическая виброопора.

6. **Моделирование** динамики гидроопоры с инерционным гидравлическим преобразователем при ударных воздействиях / А. Е. Шохин, Г. Я. Пановко, А. Н. Брысин, А. Н. Никифоров // Машиностроение и инженерное образование. 2013. № 4 (37). С. 63.

7. **Ниселовская Е. В., Пановко Г. Я., Шохин А. Е.** Колебания механической системы, возбуждаемые неуравновешенным ротором асинхронного электродвигателя // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2013. № 6. С. 17—23.

8. **Асташев В. К., Крупенин Л. К.** О количественных оценках эффективности вибромашин // Вестник научно-технического развития. № 4 (116), 2017. С. 3—10.

9. **Игнатов В. А.** Теория информации и передачи сигналов: Учебник для вузов. 2-е изд., перераб. и доп. М.: Радио и связь, 1991. 280 с.

10. **Свешников А. А.** Прикладные методы теории случайных функций. 2-е изд., перераб. и доп. М.: Глав. ред. физ.-мат. лит. изд-ва "Наука", 1968. 464 с.

11. **Виброанализатор-регистратор** портативный ВИБРАН-2. Руководство по эксплуатации / РЭ 4277-002-76596538-05 / ГРУППА "ИНТЕРПРИБОР" ООО "ПКФ Цифровые приборы". /www.interpribor.ru/ Челябинск: НПП "ИНТЕРПРИБОР" 2016. С. 47.

УДК 621.861.2

Н. И. ХАБРАТ, Э. Д. УМЕРОВ (Крымский инженерно-педагогический университет, г. Симферополь), e-mail: ervin777@yandex.ru

Разработка конструкции, теории и расчета основных параметров полиспаста с дифференциальным блоком

Рассмотрены структуры известных конструкций полиспастов, состоящих из простых устройств. Сравнительным анализом конструкций кратных и степенных полиспастов выявлены недостатки конструкции кратных полиспастов. Разработана номограмма для определения числа циклов изгиба гибкого органа по его развернутой длине, что позволяет определять место наиболее вероятного его разрушения. Разработана последовательность проектировочного расчета по определению основных параметров полиспаста с дифференциальным блоком.

Ключевые слова: полиспаст, кратность полиспаста, блоки, гибкий орган, число циклов изгиба, частота вращения блоков, дифференциальный блок.

The structures of known designs of polyspasts, consisting of simple devices, are considered. By comparative analysis of the designs of multiple and power polyspasts the disadvantages in the design of multiple polyspasts are revealed. A nomogram is developed to determine the number of bending cycles of a flexible organ along its developed length, which allows determining the zone of its most probable failure. A sequence of design calculations on determination of the basic parameters of a polyspast with a differential unit is developed.

Keywords: polyspast, polyspast multiplicity, blocks, flexible organ, number of bending cycles, block rotation frequency, differential block.

Полиспасты как механические устройства человек начал использовать в глубокой древности для уменьшения усилия при подъеме грузов в сравнении с их силой тяжести [1].

Прототипом современных кратных (рис. 1, *а*) и степенных (рис. 1, *в*) полиспастов является устройство (рис. 1, *б*) с подвижным блоком, огибаемым гибким органом. При последовательном соединении элементов этого устройства (см. рис. 1, *б*) имеем степенной (см. рис. 1, *в*), а при параллельном через обводной блок (рис. 1, *г*) — кратный полиспаст (см. рис. 1, *а*).

В настоящее время степенные полиспасты широко применяются в железнодорожной отрасли для создания и автоматического поддержания постоянства натяжения в проводах линий электропередач. Кратные полиспасты нашли широкое применение как встроенные устройства в различных механизмах, например в приводах механизма подъема грузоподъемных [1] и других машин, позволяя решать две задачи: либо снижать усилия в приводной ветви [2], либо получать повышенное перемещение (скорость) ведомой ветви, способствуя рациональному решению задач конструктивного исполнения механизмов [3].

Основным параметром всех полиспастов является кратность, выражаемая относительным уменьшением усилия в приводной ветви в сравнении с создаваемым (воспринимаемым) усилием [1, 4].

И хотя полиспасты — это механизмы, известные с древности и получившие широкое применение в современных машинах, они все еще находятся на стадии теоретических исследований [5—7] и дальнейших разработок [8—10].

На рис. 1, *а* и *в* представлены кинематические схемы кратного и степенного полиспастов при кратности $m = 8$. Проведем сравнительную оценку этих полиспастов по ряду параметров (элементов конструкции) (табл. 1).

Из сравнительного количественного анализа полиспастов по графам 2 и 3 табл. 1 следует, что по большинству параметров кратный полиспаст имеет преимущества перед степенным, за исключением большего общего числа блоков, что приводит к увеличению металлоемкости и по-

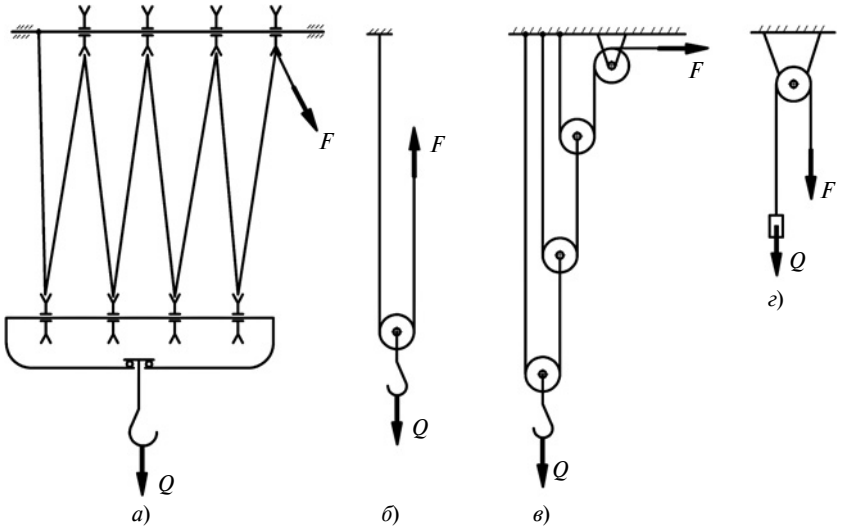


Рис. 1. Кратный (*а*) и степенной (*в*) полиспасты и их подвижный (*б*) и неподвижный (*г*) блоки

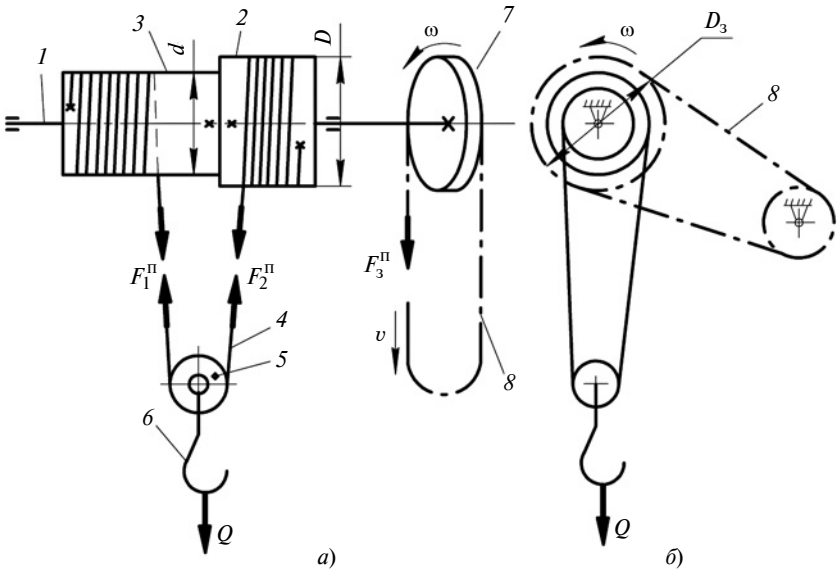


Рис. 2. Кинематические схемы полиспаста с ДБ с ручным приводом (*а*) и электроприводом (*б*)

вышению числа циклов изгиба гибкого органа [11] полиспаста, снижающему его долговечность.

Цель данной работы — разработка конструкции полиспаста, лишенного в значительной мере отмеченных выше недостатков, присущих известным (рассмотренным выше) конструкциям.

На рис. 2, *а* представлена кинематическая схема полиспаста с дифференциальным блоком (ДБ) [9]. Конструкция полиспаста с ДБ содержит вал *1*, на котором жестко закреплены два барабана с большим (*2*) и меньшим (*3*) диаметральными рабочими размерами. На эти барабаны навит в разных направлениях и концами закреплен гибкий орган *4*, огибающий и подвижный блок *5*, ось которого кинематически соединена с грузозахватывающим элементом *6*. На валу *1* жестко закреплена звездочка *7*, находящаяся в зацеплении с цепью *8*, которая может быть приводимой и от электродвигателя (рис. 2, *б*), и вручную. Возможен также привод вала *1* непосредственно от электродвигателя.

Работает полиспаст с ДБ следующим образом. При создании движения цепи *8* последнее передается через звездочку *7* на вал *1* и затем барабанам *2* и *3*. Рассмотрим, например, вращение барабанов *2* и *3* против часовой стрелки по рис. 2, *б*. Вследствие различия длин гибкого органа, навиваемого на барабан *2* диаметром *D* и свиваемого с барабана *3* диаметром *d,* происходит подъем подвижного блока *5* на высоту $h_{гi}$, равную полуразности этих длин:

$$h_{гi} = 0{,}5\pi n(D - d), \qquad (1)$$

где n — число оборотов, совершенных барабанами *2* и *3*.

Здесь и далее под диаметрами барабанов полиспаста с ДБ принимаются их расчетные диаметры, т. е. с учетом диаметра навиваемого гибкого органа.

В случае выражения в зависимости (1) числа оборотов n через частоту $n_с$ вращения барабанов *2* и *3* получим соответствующую скорость $v_г$ подъема (опускания) подвижного блока

$$v_г = 0{,}5\pi n_с(D - d).$$

Для определения частоты $n_б$ вращения подвижного блока составим уравнения:

$$L_i = \pi D_б n_б; \qquad (2)$$

$$L_i + h_{гi} = \pi D n, \qquad (3)$$

где L — длина гибкого органа, навитого (свитого) на барабан *2* диаметром D при смещении подвижного блока диаметром $D_б$ на высоту $h_{гi}$ и повороте его на $n_б$ оборотов.

Решая совместно уравнения (1), (2), (3), получим:

$$n_б = 0{,}5n(D + d)/D_б. \qquad (4)$$

В зависимости (4) параметр n может быть либо числом оборотов барабанов *2* и *3*, либо частотой вращения. Этому будет соответствовать и размерность $n_б$.

Рабочее число n оборотов, а следовательно, и число рабочих витков гибкого органа на барабанах *2* и *3* для обеспечения рабочего перемещения подвижного блока *5* на высоту $h_г$ найдем по преобразованной зависимости (1):

$$n = 2h_г/[\pi(D - d)]. \qquad (5)$$

Таблица 1

Параметры полиспастов

Параметр конструкции полиспаста	Полиспаст		
	кратный (см. рис. 1, *а*)	степенной (см. рис. 1, *в*)	с ДБ (см. рис. 2)
Число рабочих блоков	7	3	2
Число обводных блоков	1	1	—
Число отрезков гибкого органа	1	3	1
Число мест закрепления гибкого органа	2	6	2
Число осей блоков	2	4	2
Число подшипников качения в блоках	16	8	4
Габаритный размер по высоте при верхнем положении блоков	Минимальный	В 2 раза больше, чем у кратного по рис. 1, *а*	Минимальный
Число циклов изгиба гибкого органа в ветвях за цикл подъем—опускание	2×8,5	2×1 2×1 2×2,5	2×2

Рабочие длины L_D и L_d участков гибкого органа, навиваемые (свиваемые) соответственно на барабаны большего и меньшего диаметров, составляют:

$$L_D = \pi Dn = 2h_г D/(D - d) = \\ = 2h_г/(1 - \gamma); \quad (6)$$

$$L_d = \pi dn = 2h_г d/(D - d) = \\ = 2h_г\gamma/(1 - \gamma), \quad (7)$$

где $\gamma = d/D$.

Решая каждую из зависимостей (6) или (7) относительно n, находим число витков, навиваемых гибким органом на барабаны *2* и *3*.

Определим разность ΔL_D длин участков гибкого органа, навиваемых на барабаны с бóльшим и меньшим рабочими диаметрами:

$$\Delta L_D = L_D - L_d = \\ = \pi n(D - d) = 2h_г. \quad (8)$$

В формуле (8), как и ранее, под $h_г$ понимается предельная рабочая величина перемещения подвижного блока.

Полная (суммарная) длина гибкого органа полиспаста с ДБ определяется зависимостью

$$L_п = L_D + \Delta L_р + \Delta L. \quad (9)$$

В формуле (9):

$\Delta L_р$ — сумма длины $C = 0{,}5\pi D_б$ участка гибкого органа по углу обхвата подвижного блока и двух длин $L_н$ прямолинейных участков между барабанами *2*, *3* и подвижным блоком:

$$\Delta L_р = C + 2L_н = 0{,}5\pi D_б + 2L_н;$$

ΔL — длина двух участков гибкого органа на барабанах *2* и *3* для их закрепления.

Кратность m рассматриваемой конструкции полиспаста с ДБ при ручном приводе представим в виде:

$$m = h_{пц}/h_г. \quad (10)$$

Здесь

$$h_{пц} = \pi n D_з \quad (11)$$

— перемещение приводной цепи *8* (см. рис. 2), где $D_з$ — диаметр основной окружности приводной звездочки *7*.

Решая совместно уравнения (1), (10) и (11), находим:

$$m = 2D_з/(D - d). \quad (12)$$

Зависимость (12) позволяет определить диаметр большего барабана *2* полиспаста с ДБ, задавшись его кратностью m и диаметром d меньшего барабана в соответствии с требованиями Гостехнадзора [12]:

$$D = (2D_з + md)/m.$$

Отметим при этом, что кратность рассматриваемого полиспаста с ДБ может быть и не целым числом в отличие от кратных и степенных полиспастов, кратность которых всегда целое число.

Определение числа циклов изгибов гибкого органа. В дальнейшем понимаем под циклом изгиба гибкого органа его изгиб при навивке на блок (или барабан) с последующим разгибом после свивки с него, которым в значительной мере определяется долговечность работы гибкого органа [11, 13].

На рис. 3 представлена разработанная авторами статьи принципиальная схема номограммы для определения суммарного числа циклов изгиба гибкого органа по его длине на отдельных участках, с указанными в тексте размерами.

Число циклов изгиба гибкого органа определяется как сумма его полуциклов при сгибах и раз-

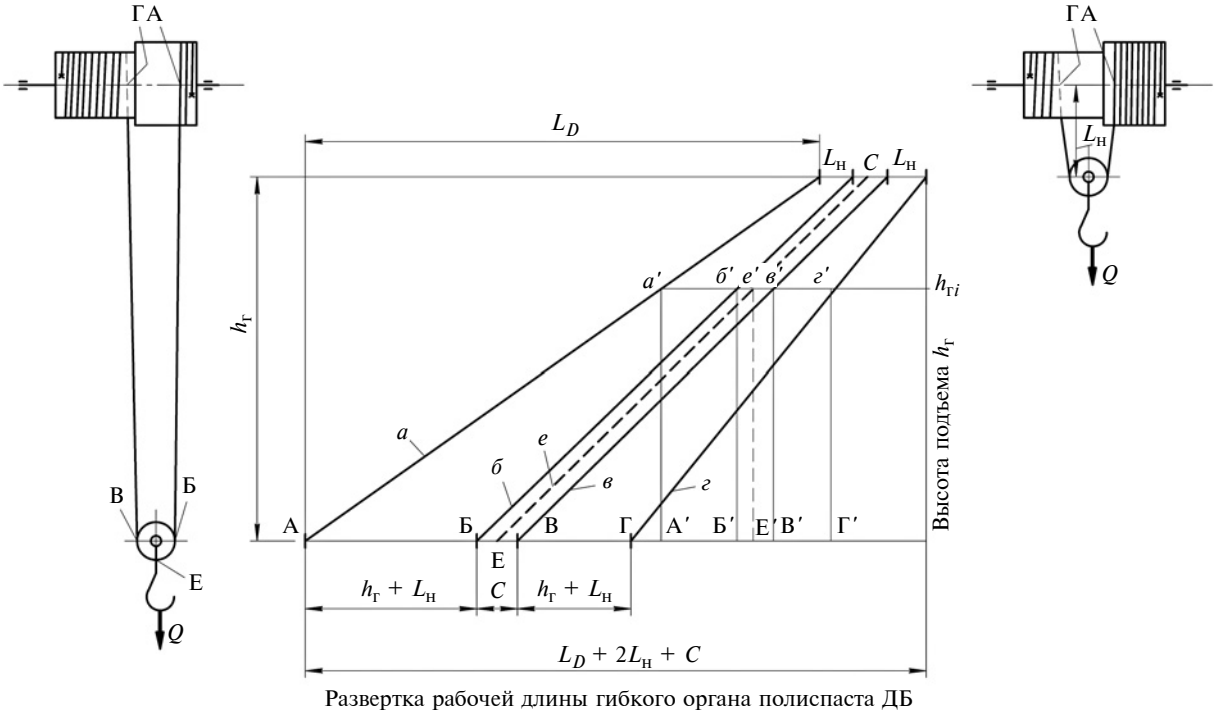


Рис. 3. Номограмма для определения числа циклов изгиба гибкого органа полиспаста с ДБ

гибах на барабанах и полных циклов на подвижном блоке.

Число полуциклов изгиба гибкого органа при подъеме (опускании) крюковой подвески на высоту $h_{гi}$ определяем также, как и в ранее опубликованных работах [11, 14]: путем проведения горизонтали $h_{гi}$ на номограмме (см. рис. 3) до пересечения с лучами *а*, *б*, *в*, *г* полуциклов изгиба гибкого органа на барабанах *2*, *3* и блоке *5* полиспаста с ДБ с последующим проектированием этих пересечений на ось абсцисс и подсчетом суммарного числа полуциклов на отдельных участках развернутой рабочей длины гибкого органа. Так, например, в приведенном примере при подъеме подвижного блока на высоту $h_{гi}$ гибкий орган получает следующие суммарные числа изгибов на участках: АБ — 0,5; БВ — 1,0; ВГ — 1,5; ГА' — 2,0; А'Б' — 1,5; Б'В' — 1,0; В'Г' — 0,5.

При опускании подвижного блока с той же высоты на указанных выше участках гибкий орган получает те же самые числа циклов изгиба.

Суммарное максимальное число циклов изгиба гибкого органа на выявленном участке указывает на вероятное место предполагаемого максимального числа разрушений отдельных проволочек, по которому проводится выбраковка гибкого органа по нормативным требованиям Гостехнадзора [12], а по числу циклов изгиба определяется его долговечность по методике, представленной в работе [13].

Так как длина *с* участка гибкого органа, огибающего подвижный блок, в большинстве случаев незначительна в сравнении с высотой $h_г$ его подъема, то на номограмме полуцикловые лучи *б* и *в* рационально заменить цикловым лучом *е*.

Тогда по упрощенной номограмме суммарные числа циклов изгиба гибкого органа составят на участках: АЕ — 0,5; ЕГ — 1,5; ГА' — 2,0; А'Е' — 1,5; Е'Г' — 0,5.

При таком методе неточность определения числа циклов изгиба гибкого органа на участках БЕ, ЕВ и Б'Е', Е'В' одинаковой длины $0{,}25\pi D_б$ не будет превышать одного полуцикла.

Такой способ определения суммарного числа циклов изгиба гибкого органа значительно проще предложенного в работе [13] аналитического способа, проанализированного в работе [14].

Натяжения в ветвях полиспаста с ДБ. Пренебрегая незначительностью угла между ветвями полиспаста с ДБ (см. рис. 2), примем их параллельность в пространстве, нагрузив ось подвижного блока силой тяжести Q, которая воздействует на ветви полиспаста и приводимую ветвь (цепь).

Для определения усилия натяжения в приводной ветви (цепи) составим условие равновесия моментов сил относительно оси вала *1*:

$$\Sigma M_0 = (F_2^{п} D/\eta_н - F_1^{п} d\eta_с)/\eta_п\eta_{цп} + Qd_0f/\eta_{цп} - F_з^{п} D_з + F_з d_0 f/\eta_{цп} = 0, \quad (13)$$

где $F_1^{п}$; $F_2^{п}$, $F_з^{п}$ — соответственно усилия натяжения в ветвях полиспаста с ДБ и усилие, действующее на приводную звездочку, при подъеме груза весом Q; d_0 — диаметр опорной поверхности вала *1*; f — коэффициент трения в опорных поверхностях вала *1*; $\eta_п$, $\eta_{цп}$ — КПД соответсвенно подшипниковых опор и цепной передачи; $\eta_н$, $\eta_с$ — КПД при навивке и свивке гибкого органа.

Учитывая условие равновесия сил, воспринимаемых крюковой подвеской полиспаста с ДБ,

$$Q = F_1^{п} + F_2^{п}, \quad (14)$$

получим соотношение натяжений в ветвях [1]

$$F_1^{п} = F_2^{п}\eta_б \quad (15)$$

и КПД при навивке ($\eta_н$) и свивке ($\eta_с$) гибкого органа с барабанов. Подставив полученные величины в уравнение (12), получим:

$$F_з^{п} = \frac{QD[1 - \gamma\eta_б\eta_н\eta_с + d_0f(1+\eta_б)\eta_н\eta_п\eta_{цп}^2/D]}{D_з(1+\eta_б)\eta_н \times (1 - d_0f/D_з\eta_{цп})\eta_{цп}\eta_п}, \quad (16)$$

где $\gamma = d/D$; $\eta_б$ — КПД подвижного блока.

В связи с малостью параметра $f = 0{,}005$ [2] пренебрегаем членами уравнения (16), в которые входит f. Приняв $\eta_н\eta_с \approx \eta_б$, получим зависимость (14) в упрощенном виде:

$$F_з^{п} \approx \frac{QD(1 - \gamma\eta_б^2)}{D_з(1+\eta_б)\eta_н\eta_{цп}\eta_п}. \quad (17)$$

С учетом выражения (17) крутящий момент $T^{п}$ непосредственно на валу полиспаста с ДБ при подъеме груза весом Q составит:

$$T^{п} = \frac{QD(1 - \gamma\eta_б^2)}{2(1+\eta_б)\eta_н\eta_п}. \quad (18)$$

Значение $T^{п}$, полученное по формуле (18), может быть использовано в качестве крутящего момента $0{,}5F_з^{п}D_з$ при приводе полиспаста с ДБ непосредственно от электродвигателя.

В случае опускания груза весом Q уравнение (13) равновесия моментов сил примет вид:

$$\Sigma M_0 = (F_2^{о} D\eta_с - F_1^{о} d/\eta_н)/\eta_п\eta_{цп} - Qd_0f\eta_{цп} - F_з^{о} d_0f\eta_{цп} - F_з^{о} D = 0. \quad (19)$$

При этом соотношение натяжений ветвей полиспаста с ДБ также изменяется и принимает вид [1]:

$$F_2^{о} = F_1^{о}/\eta_б. \quad (20)$$

С учетом зависимостей (14), (20) и других выше перечисленных параметров ($\eta_н$, $\eta_с$) и соотношения (19) находим упрощенную зависимость для определе-

ния усилия $F_з^о$ в приводной звездочке полиспаста с ДБ при опускании груза:

$$F_з^о = \frac{QD(\eta_б^2 - \gamma)\eta_п\eta_{цп}}{D_з(1+\eta_б)\eta_н}.$$

И по аналогии с крутящим моментом $T^п$ (17) крутящий момент T^0 на приводном валу полиспаста с ДБ при опускании груза составит:

$$T^0 = \frac{0{,}5\,QD(\eta_б^2 - \gamma)\eta_{цп}\eta_п}{(1+\eta_б)\eta_н}.$$

КПД $\eta_п$ полиспаста с ДБ определим как отношение полезной работы $A_п$ к затраченной $A_з$:

$$\eta_{пол} = \frac{A_п}{A_з} = \frac{(1-\gamma)(1+\eta_б)\eta_н\eta_{цп}\eta_п}{2(1-\gamma\eta_б^2)}, \quad (21)$$

где

$$A_з = 0{,}5\,F_з^п\,D_з\varphi = \frac{QD(1-\gamma\eta_б^2)\varphi}{2(1+\eta_б)\eta_н\eta_{цп}\eta_п}$$

[согласно формуле (16)]; φ — угол поворота приводного вала; $A_п = 0{,}25QD(1-\gamma)\varphi$ [согласно формуле (18) при $\eta_б = 1$, $\eta_н = 1$].

Анализ зависимости (21) показал, что наибольшее влияние на КПД полиспаста с ДБ оказывает коэффициент γ, влияющий на КПД $\eta_б$ подвижного блока весьма незначительно.

Определим КПД полиспастов с блоками на подшипниках качения при кратности $m = 8$:

кратный полиспаст [2]:

$$\eta_{пол} = \frac{(1-\eta_б^m)\eta_о}{m(1-\eta_б)} = \frac{(1-0{,}98^8)0{,}98}{8(1-0{,}98)} = 0{,}90;$$

полиспаст с ДБ (20):

$$\eta_{пол} = [(1-0{,}75)(1+0{,}98)\times 0{,}99\cdot 0{,}97\cdot 0{,}995]/[2(1-0{,}75\cdot 0{,}98^2)] = 0{,}85,$$

где $\eta_о$ — КПД обводного блока ($\eta_о = 0{,}98$ [2]); $\gamma = 0{,}75$ — параметр, входящий в формулу (20), получен из формулы (11) при $D_з = D$ и $m = 8$.

Определим длины гибких органов для различных полиспастов при одинаковых расчетных величинах $m = 8$, $h_г$, $D_б$ и ранее принятых обозначениях параметров.

Рабочая длина гибкого органа кратного полиспаста:

$$L_р = m\,h_г + mc + mL_н = 8(h_г + c + L_н). \quad (22)$$

Рабочая длина гибкого органа полиспаста с ДБ (с использованием формулы (5)):

$$L_р = L_D + 2L_н + c = 2h_г/(1-\gamma) + 2L_н + c = 8h_г + 2L_н + c. \quad (23)$$

Согласно формулам (22) и (23) рабочая длина гибкого органа у полиспаста с ДБ значительно меньше, чем у кратного полиспаста.

Для более полного представления и проведения сравнительного анализа по КПД полиспастов с ДБ и кратного преобразуем зависимость (11), приняв $D_з = D$, что конструктивно наиболее рационально. В результате получим:

$$\gamma = 1 - 2/m.$$

Задавшись величиной кратности m полиспаста с ДБ, определим соотношение диаметров $\gamma = d/D$ и по зависимости (21) — его КПД.

КПД кратного полиспаста определяем по известной зависимости [1]

$$\eta_{пол} = (1-\eta_б^m)\eta_б/[m(1-\eta_б)].$$

Результаты расчетов и некоторые другие основные параметры сведены в табл. 2.

Из сравнительного анализа конструкций кратного полиспаста и полиспаста с ДБ по графам 2 и 4 табл. 1 и по табл. 2 видно, что показатели полиспаста с ДБ лучше по числу циклов изгиба гибкого органа и его длине, числу рабочих блоков и подшипников в них.

Отметим при этом, что в полиспасте с ДБ барабаны выполняют и функции блоков, что особенно ценно для конструкции привода механизма подъема.

По остальным параметрам кратные полиспасты и полиспасты с ДБ практически равноценны. По значению КПД полиспаст с ДБ незначительно уступает кратному при значениях кратности m, используемых в практических конструкциях.

Таблица 2

Расчетные значения КПД полиспастов в зависимости от их кратности

Полиспаст, формула	Параметр полиспаста	Кратность m полиспаста								
		5	10	15	20	25	30	35	40	50
С ДБ, (20)	Коэффициент γ	0,6	0,8	0,87	0,90	0,92	0,933	0,943	0,95	0,96
	КПД	0,89	0,83	0,75	0,70	0,65	0,61	0,57	0,54	0,48
	Число блоков	3								
	Число изгибов гибкого органа за полуцикл (подъем груза)	2								
Кратный, (1)	Коэффициент γ	0,6	0,8	0,87	0,90	0,92	0,933	0,943	0,95	0,96
	КПД	0,94	0,896	0,85	0,814	0,78	0,74	0,71	0,68	0,62
	Число блоков	5	10	15	20	25	30	35	40	50
	Число изгибов гибкого органа за полуцикл (подъем груза)	5	10	15	20	25	30	35	40	50

Последовательность расчета полиспаста с ДБ с ручным приводом.

Исходные данные:

1. Грузоподъемность Q;

2. Высота $h_г$ подъема груза;

3. Усилие $F_р$ в приводной цепи;

4. Группа квалификации (режима работы) механизма по ISO 4301/1.

Выбор и расчет основных элементов конструкции полиспаста с ДБ.

1. Грузовой крюк выбирается в соответствии с рекомендациями Гостехнадзора [12] с учетом группы квалификации (режима работы) механизма, особенностей конструкции крюковой подвески и грузоподъемности: однорогие — по ГОСТ 6627—74; двурогие — по ГОСТ 6628—73.

2. Максимальное усилие F_2 в гибком органе при подъеме груза с учетом соотношений (13), (14) определяют по зависимости

$$F_2 = Q/(1 + \eta_б).$$

3. Расчетное разрывное усилие F, необходимое для выбираемого гибкого органа, расчитывают по формуле

$$F_{раз}^{расч} = K_F F_2,$$

где K_F — минимальный коэффициент использования гибкого органа (минимальное значение коэффициента запаса прочности) в соответствии с правилами [12].

4. Конструктивное исполнение гибкого органа выбирают с учетом рекомендаций правил [12] по паспортным данным таблиц на гибкие органы; при этом табличное разрывное усилие должно удовлетворять условию $F_{раз}^{табл} \geq F_{раз}^{расч}$.

5. Минимальный рабочий диаметр d меньшего из барабанов полиспаста с ДБ принимается по рекомендациям правил [12]:

$$d \geq K_d d_к,$$

где $d_к$ — наружный диаметр принятого гибкого органа по паспортным данным; K_d — коэффициент выбора диаметра [12].

Величина K_d должна удовлетворять приведенному выше условию рекомендаций [12] и для обводного блока.

6. Кратность m полиспаста при ручном приводе на подъем груза составляет:

$$m = Q/F_р\eta_{пол},$$

где Q и $F_р$ — сила тяжести поднимаемого груза и усилие в приводной цепи; $\eta_{пол}$ — КПД полиспаста с ДБ.

7. Расчетный диаметр D большего барабана определяют по преобразованной зависимости (14), приняв по конструктивным соображениям равенство $D = D'_з$. Тогда

$$D = md/(m - 2).$$

8. Задавшись шагом P приводной цепи, определяют расчетное число ее звеньев, укладывающееся на окружности делительного диаметра звездочки [15]:

$$z' = 180^\circ/\arcsin(P/D'_з),$$

которое округляют до целого и четного числа, а затем уточняют диаметры приводной звездочки $D_з$ и расчетный D большего барабана.

9. Числа рабочих витков, навиваемых на барабаны *2* и *3* (см. рис. 2), определяют по формуле (5), а общую длину гибкого органа — по формуле (9).

10. Число циклов изгиба гибкого органа в случае необходимости определяют по представленной номограмме, построенной в масштабе.

Выводы

1. Разработанная конструкция и аналитические зависимости силового взаимодействия отдельных деталей полиспаста с ДБ позволяют проводить проектировочные расчеты основных параметров этого механизма.

2. Расчетами установлено, что новая конструкция полиспаста по многим параметрам более целесообразна, чем наиболее распространенные в технике кратные полиспасты.

3. Наиболее рационально использование полиспаста с ДБ в талях с ручным приводом.

4. В конструкции полиспаста с ДБ заложена возможность получения повышенной кратности m при неизменном числе его деталей.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Справочник** по кранам. В 2 т. Т. 2 / Под ред. М. М. Гохберга. Л.: Машиностроение, 1988. 509 с.

2. **Грузоподъемные машины** // М. П. Александров, Л. Н. Колобов, Н. А. Лобов и др. М.: Машиностроение, 1986. 400 с.

3. **Хабрат Н. И., Абдулгазис У. А., Марковская О. Е.** Расчет основных параметров механизма порционного сбрасывателя жатки // Тракторы и сельхозмашины. № 12. 2001. С. 32, 33.

4. **Крайнев А. Ф.** Механика машин. Фундаментальный словарь. М.: Машиностроение, 2000. 904 с.

5. **Khabrat N. I.** Efficiency of Mobile and Immobile Pulley Blocks // Russian Engineering Research. 2012. V. 32. N. 2. P. 138, 139.

6. **Khabrat N. I.** Design of Hook Suspensions for Pulley Systems // Russian Engineering Research. 2012. V. 32. N. 9, 10. P. 667—669.

7. **Хабрат Н. И.** Пути повышения работоспособности одинарных полиспастов // Тракторы и сельхозмашины. 2010. № 11. С. 38—40.

8. **Хабрат Н. И.** Использование полиспастов в АПК // Тракторы и сельхозмашины. 2004. № 11. С. 42—44.

9. **Пат. 76184 Украины** на полезную модель: МПК B16D 3/04 Полиспаст.

10. **Пат. 154887 Рос. Федерации** на полезную модель: МПК B66D 3/04. Полиспаст Н. И. Хабрата.

11. **Хабрат Н. И.** Оценка долговечности гибких органов в полиспастах // Тракторы и сельхозмашины. 2006. № 6. С. 39—41.

12. **Правила** устройства и безопасной эксплуатации грузоподъемных кранов. М.: Металлургия. 981. 163 с.

13. **Ковальский Б. С.** Расчет крановых канатов по сроку службы // Сборник "Стальные канаты". Вып. 2. Киев: Техника, 1965. С. 25—32.

14. **Хабрат Н. И.** Полиспасты. Конструкция, теория, расчет: Монография. Симферополь: ДИАЙПИ, 2012. 184 с.

15. **Готовцев А. А., Котенок И. П.** Проектирование цепных передач М.: Машиностроение, 1982. 336 с.

УДК 621.121

В. В. САВИНКИН, д-р техн. наук (Северо-Казахстанский ГУ им. М. Козыбаева, г. Петропавловск),
В. Н. КУЗНЕЦОВА, д-р техн. наук (Сибирская государственная автомобильно-дорожная академия, г. Омск),
Т. Ю. РАТУШНАЯ, магистр техники и технологии (Северо-Казахстанский ГУ им. М. Козыбаева), Л. А. КИСЕЛЕВ, заслуженный изобретатель Казахстана (ТОО "Ремплазма", г. Петропавловск), e-mail: cavinkin7@mail.ru

Исследование усталостных напряжений в фазовой структуре пера лопатки и оценка ресурса турбины

Рассматриваются пассивные методы оценки структурных составляющих материалов, основанные на магнитоупругом эффекте и энергии рассеяния магнитного потока в слабых магнитных полях. Полученные зависимости внутренних напряжений от предела текучести материала и коэрцитивной силы позволяют прогнозировать образование дефекта на стадии фазового изменения структурных параметров восстановленной лопатки.

Ключевые слова: рабочая лопатка, турбина, внутренние напряжения, ресурс, плазменное напыление.

Passive methods for estimating the structural components of materials, based on the magnetoelastic effect and the energy of magnetic flux scattering in weak magnetic fields, are considered. The obtained dependences of the internal stresses on the yield strength of the material and the coercive force allow predicting the formation of a defect at the stage of phase change of the structural parameters of the restored blade.

Keywords: working blade, turbine, internal stresses, resource, plasma spraying.

В современной технической литературе методологии исследования остаточного ресурса лопаток турбин и критерии оценки их текущего состояния, критического анализа и экспертизы довольно утрированы и сводятся к определению коррозионных участков развития трещин на входных кромках лопаток в области припайки стеллитовых пластин. Актуальной задачей является обнаружение структурно-фазовых изменений на ранней стадии развития дефектов, а также определение истинных причин их зарождения и мест концентрации (основание металла, восстановленная поверхность, фазовая структура) [1].

Цель работы — разработка интегрированной методики точного прогнозирования дефекта в фазовой структуре лопатки в момент его зарождения. Для решения научной проблемы использовали теорию идентификации и интерпретации коэрцитивной силы и принципы распределения поля остаточной намагниченности материала.

Исследовав зависимости надежности $N_{\text{цикл}}$ и остаточного ресурса $T_{\text{р}}$ рабочих лопаток от режимов работы и обосновав оптимальные условия их эксплуатации, авторы усовершенствовали математическую модель динамического процесса турбины ТЭЦ [1]. Предлагаемая модель содержит разработки и расчеты силовых, прочностных и ресурсных зависимостей динамического процесса эксплуатации: силы W сопротивления вращению ротора турбины; суммы проекций сил P сопротивления движению лопаток турбины в контактной среде; момента $M_{\text{г}}$ сопротивления вращению ротора турбины; тепловой расчет двухрядной ступени $f(h_{0I}; p_{\text{кр}I}; C_{\text{кр}}; \Delta h_{\text{тв}})$. Здесь h_{0I} — изоэнтропийный перепад энтальпий; $p_{\text{кр}I}$ и $C_{\text{кр}}$ — давление и скорость пара в критическом сечении лопатки; $\Delta h_{\text{тв}}$ — потери энергии на трение и вентиляцию лопаток.

Процесс взаимодействия ротора турбины и ее лопаток с контактной средой $\sigma = (H - Z)\rho\xi$ характеризуется входом пара на лопатку $P = \int\limits_S \sigma \mathrm{d}S\cos(\hat{\sigma, y})$, где параметр σ — элементарное нормальное давление контактной среды на боковую поверхность ротора турбины; $\mathrm{d}S$ — элементарная площадка контакта среды с поверхностью ротора турбины; ρ — плотность контактной среды; ξ — коэффициент бокового давления; H — длина ротора турбины; Z — координата произвольной точки боковой поверхности ротора турбины.

Последующее движение лопатки сопровождается изменением угла атаки пара [1, 2]. Процесс перемещения пара по лопатке описывает равенство $P_{\text{сдв}} = m\omega^2 R\sin\varphi$ с последующим выходом с нее $P_{\text{вых}}$. При этом меняется и сила реакция лопатки.

Таким образом, обозначили две контактные зоны взаимодействия поверхности ротора турбины и лопаток с контактной средой, в которых действуют динамические циклически развивающиеся нагрузки — зона непосредственного контакта и зона выхода пара с лопатки. Данный подход согласуется с результатами исследований, приведенными в работах [2, 3]. Элементарные силы, действующие на поверхности ротора и лопаток, приведены на рис. 1. При движении лопатки в контактной среде возникает сила T сопротивления движению, включающая нормальную T^N и тангенциальную $T_{\text{тр}}$ составляющие. Нормальная составляющая T^N определяется по формуле

$$T^N = \frac{\rho b_0 \varphi_0 R^2 \omega \sin[2\varphi_1 + (n-1)\varphi_0]\sin(n\varphi_0)}{2\sin\varphi_0}, \quad (1)$$

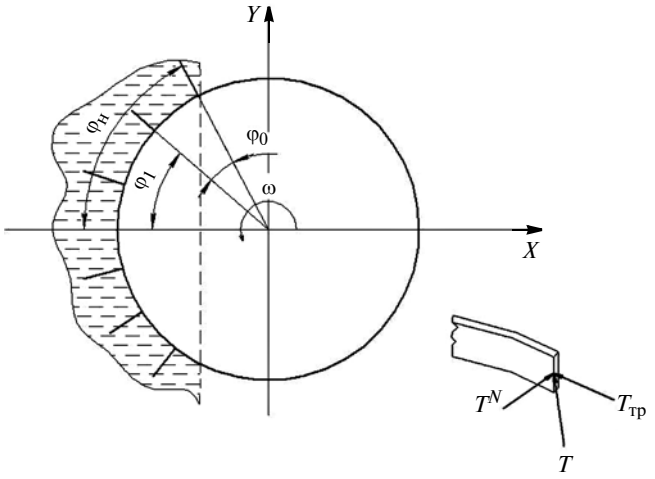


Рис. 1. Схема сил, действующих на лопатки (вид спереди)

где R — радиус установки лопатки на поверхности ротора; ω — угловая скорость ротора; p — давление контактной среды на лопатку; b_0 — ширина лопатки; n — число лопаток; φ_0 — шаг угла установки лопаток; φ_1 — угол захвата пара лопаткой.

Сила, необходимая для сдвига пара с поверхности лопатки, определяется по формуле

$$P_{\text{сдв}} = \left(\frac{\rho b_0 \varphi_0 R^2 \omega \sin[2\varphi_1 + (n-1)\varphi_0]\sin(n\varphi_0)}{2\sin\varphi_0} + \right.$$

$$\left. + \frac{\rho b_0 R^2}{\omega}(1+f)\sin\varphi \right).$$

Приведенные конечные равенства математической модели, описывающие физический смысл формирования сил для движения пара, регламентируют технологические требования, предъявляемые к турбине, и процесс нагружения лопатки при взаимодействии с паром.

Степень воздействия потока пара на поверхности турбины и лопатки зависит от его давления и скорости при входе на лопатку и выходе с нее, формы поверхности лопатки, угла направления пара относительно этой поверхности и разности давлений пара перед лопаткой и за ней. Величина давления пара на поверхность лопатки зависит от радиуса ее сечения и вибраций, провоцирующих концентрацию напряжений. Принцип дифференциации позволил определить критическое сечение пера лопатки, в котором действуют максимальные динамические нагрузки.

По разработанной ранее математической модели динамических процессов турбины ТЭЦ установлено, что наименьший запас статической прочности имеет корневое сечение лопатки. Опыт проектирования показал, что в зависимости от типа и назначения турбомашины, наличия бандажных полок, типа и технологии изготовления лопаток и других факторов диапазон коэффициента запаса прочности составил 1,8—2,3. Исследуя динамические процессы турбины, лопатку, воспринимающую динамическую нагрузку, разбиваем по длине шестью сечениями ($i = 0 \div 5$) на пять равных частей. Нулевое сечение совмещаем с корневым, а пятое — с периферийным сечением лопатки. Деление лопатки на части помогло исследовать динамические силы, действующие на элементы турбины на переходных режимах и режимах, обеспечивающих максимально эффективную мощность турбины.

Особого внимания заслуживают моменты инерции J_η и J_ξ, действующие на каждое сечение лопатки, центробежные силы P_{ji}, действующие в сечениях $i = 0$ и $i = 1$, и соответствующие им напряжения σ_{pi} растяжения, которые определяем по формулам:

$$P_{ji} = A(R_5^2 - R_i^2)\left(\frac{k+1}{2k}\right) F_i;$$

$$\sigma_{pi} = P_{ji}/F_i,$$

где $k = F_i/F_5$ — отношение площади F_i сечения на расчетном радиусе R_i к площади F_5 концевого сечения на его радиусе; A — постоянный множитель.

Наличие бандажа создает дополнительные напряжения в лопатке, определяемые по формуле

$$\Delta\sigma_б = \frac{\rho_б \omega^2 f_б t_б (r_к + R_б)}{F_0},$$

где $f_б = 4{,}94 \cdot 10^{-5}$ м^2 — площадь поперечного сечения бандажа; $t_б = 2\pi R_б/z = 0{,}0168$ м — шаг лопаток по окружности бандажа; $r_к = 0{,}54$ м — радиус корневого сечения; $F_0 = 0{,}0002119$ м^2 — площадь поперечного сечения лопатки; $\rho_б$ — плотность материала бандажа.

Значения радиуса пера лопатки, исследуемые при действии растягивающих напряжений, представлены в таблице.

Усовершенствованная математическая модель динамического процесса турбины ТЭЦ позволила определить опасные сечения рабочих лопаток турбины, на которые действуют максимальные динамические нагрузки. Модель позволяет эффективно прогнозировать вероятность возникновения дефекта в заданном интервале времени. Элементы прочностного и термодинамического расчетов турбины обосновывают причинно-следственную связь формирования усталостных дефектов в рабочих лопатках при разных режимах эксплуатации. При динамических нагрузках одним из последствий усталостного дефекта является обрыв бандажной ленты. Резкий разрыв бандажа при действии моментов сил вызывает изгиб лопатки, который концентрирует напряжения в структуре материала. Для исследования данного процесса формирования напряжений необходимо определить напряжения $\sigma_и$ изгиба, действующие на лопатку по всей длине. Рабочее тело (контактная среда) при действии на лопатку со-

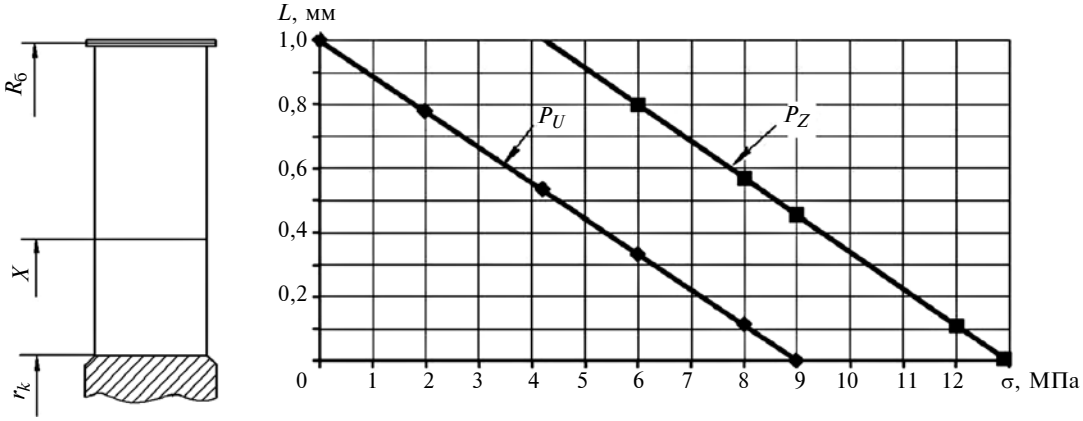


Рис. 2. Распределение растягивающих напряжений в пере лопатки:
P_U и P_Z — окружная и осевая составляющие силы P

здает силу P, которую можно разложить на окружную P_U и осевую P_Z составляющие (рис. 2).

При свободной (незакрепленной) верхней части пера лопатки (см. рис. 2) напряжения $\sigma_и$ изгиба и сила P по длине лопатки действуют неравномерно. Основные напряжения формируются в средней (хордовой) и хвостовой частях лопатки, что объясняется увеличением плеча силы, приложенной к свободному концу, а значит, и момента изгиба. Неравномерное распределение окружной P_U и осевой P_Z составляющих силы P способствует дополнительному деформированию структуры и поверхности пера лопатки, что приводит к изменению ее проектной геометрии. Большие значения окружной P_U и осевой P_Z составляющих силы P приходятся на хордовую (X) и хвостовую (r_k) части лопатки и формируют максимальные напряжения изгиба $\sigma_{и\ max} = 9 \div 13$ МПа. Следовательно, критическим сечением лопатки, подвергаемым интенсивным динамическим нагрузкам и испытывающим высокие напряжения изгиба, является ее хордовая часть на длине $X = 0{,}2 \div 0{,}4$ м и хвостовая $r_k = 0{,}1 \div 0{,}2$ м.

Исследованные динамические процессы турбины ТЭЦ позволили скорректировать оценки ресурсных составляющих трещиностойкости и вибрационной надежности структуры восстановленных рабочих лопаток турбины. Эти составляющие являются следствием прогрессирующих усталостных процессов. Наиболее активно усталостные напряжения формируются в ферромагнитных материалах (сплавах), магнитные свойства которых обусловлены доменным строением. Это области самопроизвольной намагниченности, возникающие даже при отсутствии внешнего магнитного поля, в которых магнитные моменты атомов ориентированы параллельно. Доменная структура генерирует напряжения не только в зонах локальных дефектов, но и в зонах деформационной, микро- и макрофазово-структурной и геометрической неоднородностей в металле аустенитного класса. В то же время распределение магнитодоменной текстуры и уровень напряженности напрямую не зависят от конкретного фазово-структурного и физического строений металла, а при формировании имеют случайный характер и не повторяются ввиду множества факторов влияния. При этом образуются структурные матрицы с разной неоднородностью зерна по составу, соответствующему номеру G(5)-14 по шкале ГОСТ 5639—82, и фазовому составу, по деформационной и геометрической нестабильности, по физической дефектности, отличающиеся даже в пределах одного и того же химического состава, исходного состояния и вида технологического передела.

Внимание при исследовании уделяли таким параметрам, как усталостные напряжения, трещи-

Параметры профиля	Значение параметра при радиусе R_i, м, сечения пера лопатки					
	0	1	2	3	4	5
R_i, м	0,595	0,634	0,674	0,713	0,753	0,792
$R_{25}—R_{2i}$, м^2	0,274	0,225	0,174	0,119	0,061	0,000
$F_i \cdot 10^4$, м^2	7,077	6,365	5,695	5,139	4,628	4,149
$k = F_i/F_5$	1,706	1,534	1,373	1,239	1,115	1,000
$\frac{k+1}{2k}$	0,793	0,826	0,864	0,904	0,948	1,000
P_{ji}, 10^{-3} Н	155,339	119,697	86,381	55,801	27,057	0,000
σ_{pi}, МПа	219,489	188,068	151,686	108,584	58,465	0,000

ностойкость, скорости зарождения и роста трещин от допустимой глубины $h_{доп}$ до глубины h_{max} разрушения, скорости общей и точечной коррозии, изменение коэрцитивной силы H на чистом металле ($H_{\tau\,max}$) и в дефектной зоне ($H'_{\tau\,max}$). Новые (относительно измеренных) расчетные предельные характеристики лопаток и турбины в целом становятся итоговыми для прогноза их остаточного ресурса.

Разработанная строгая физическая модель и определенные границы применимости предлагаемого метода обеспечивают получение однозначных результатов. Границы применимости предложенного метода обусловлены:

условиями эксплуатации, при которых восстановленные лопатки испытывают циклически изменяющуюся динамическую нагрузку при температуре ≤555 °С и давлении (абсолютное) 120 МПа свежего пара. Напряжения изгиба, возникающие в лопатках под действием газового потока, составляют 50÷80 МПа, а в перспективных высокотемпературных мощных газотурбинных установках достигают 130 МПа;

материалами, для которых применим данный метод, являются высокохромистые стали мартенситного и ферритного классов, например Х13, 20Х, 38Х, 40Х, 20Х13, 30ХМ, 34ХМА, 35ХМ, 40ХФ, 40ХН, 1Х18Н9Т, 12Х11МФ, 15Х11МФ;

оборудованием ИКН-7М-16, у которого относительная погрешность измерения магнитного поля для каждого канала измерений составляет не более ±5 %; относительная погрешность измерения длины составляет не более ±5 %.

Остаточный ресурс лопаток устанавливается по совокупности имеющихся диагностических данных путем прогнозирования технического резерва определяющих параметров до достижения предельного состояния.

На основании результатов прогноза в качестве показателя остаточного ресурса рекомендуется масштабный коэффициент коэрцитивной силы — γ %-й ресурс, который задается наработкой T, выраженной процентом вероятности того, что в течение этой наработки предельное состояние не будет достигнуто. Результаты исследований показали, что остаточный ресурс лопаток турбин можно рассчитать по минимальной вероятной толщине, равной $t_р - t_0$, где $t_р$ и t_0 — соответственно толщина после ремонта и исходная толщина.

В процессе ремонтно-восстановительных работ лопатки наиболее опасными зонами концентрации напряжений являются участки, которые подвергаются механической обработке и термическому влиянию. К зонам термического влияния относятся зона около шва и сам шов с валиками. Поэтому при расчете необходимо рассматривать именно зону ремонта, так как на фоне общей коррозии имеем удаление гарантированной части материала ($t_{уд}$), которая определяется по формуле

$$t_{уд} = t_{изм\,\tau} - h_{max} - S_{пд},$$

где $t_{изм\,\tau}$ — толщина стенки в момент времени τ; h_{max} — максимальная глубина трещины; $S_{пд}$ — пороговая чувствительность дефектоскопа.

При расчете остаточного ресурса лопаток по известным методикам с учетом минимальной вероятной толщины лопатки вкрадывается ошибка, связанная с тем, что не учитывается снижение вероятности прогнозирования при повышении коэрцитивной силы в зоне восстановления по сравнению с телом лопатки. Для лопаток ошибка, вызванная изменением структуры металла, может составлять десятки процентов в зависимости от времени τ эксплуатации. На зависимостях изменения возрастающей ошибки от числа N циклов нагружения (рис. 3) наблюдается область стабильных значений коэрцитивной силы $H = 3÷5$ А/м при $N = 170 \cdot 10^5$ (сплошная горизонтальная линия), которые являются предельно допустимыми значениями при эксплуатации лопаток и характеризуют больший ресурсный запас. При изменении режима нагружения от "легкого" до "тяжелого" наблюдается значительный рост коэрцитивной силы $H = 5÷13$ А/м и одновременное уменьшение числа циклов нагружения с $N = 170 \cdot 10^5$ до $N = 130 \cdot 10^4$ до полного отказа. Можно сказать, что значения $H = 3÷5$ при $N = 170 \cdot 10^5$ определяют область допустимых пределов эксплуатации лопаток, а $N = 130 \cdot 10^4$ — критическую область напряженного состояния лопатки, ресурс которой исчерпан [4].

Зависимость на рис. 4 позволяет определить не только число N циклов нагружения лопатки до момента ее разрушения, но и, зная коэрцитивную силу H и время τ эксплуатации, установить, при каких пластических деформациях $\varepsilon_{пл}$ эффективно работают лопатки турбины при максимальном нагружении. По корреляционной зависимости $H(\varepsilon_{пл})$ можно определить запас прочности при максимальном нагружении и заданной амплитуде. С учетом амплитуды нагружения из уравнения Мансона — Коффина внесли поправку в расчет оценки малоцикло-

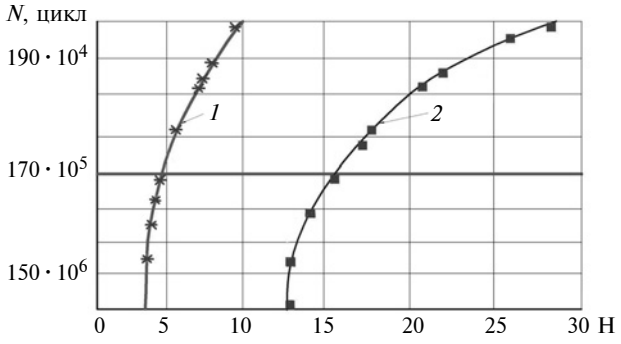


Рис. 3. Номограмма контроля лопаток при легком (линия *1*) и тяжелом (линия *2*) режимах циклического нагружения

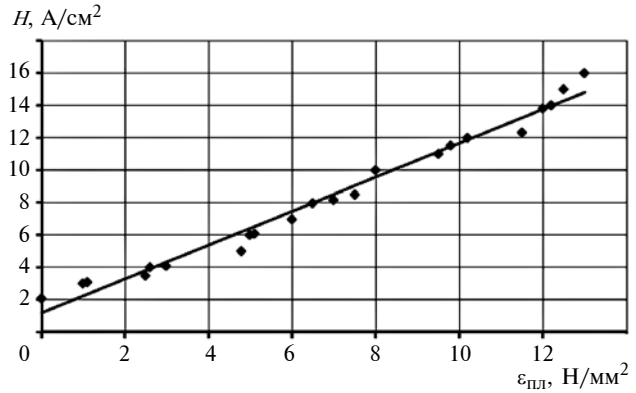


Рис. 4. Корреляционная зависимость коэрцитивной силы *H* от остаточной деформации $\varepsilon_{пл}$

вой долговечности по критерию зарождения трещины с учетом коэрцитивной силы *H*. Для данного случая определено новое число циклов нагружения $N = 150 \cdot 10^5$ до наступления усталостных напряжений, предшествующих зарождению трещины.

Таким образом, предложенная методика позволяет определять лопатки, работающие на стадии предразрушения или зарождения микротрещин в структуре материала. Установлена прямая связь коэрцитивной силы *H* с остаточной пластической деформацией $\varepsilon_{пл}$ (см. рис. 4) [4].

Усталостную прочность лопаток турбины, восстановленных плазменным напылением и работающих в условиях знакопеременных циклических нагрузок, оценивали коэффициентом концентрации напряжений $\alpha_\sigma = \sigma_{max}/\sigma_H$ (где σ_{max} и σ_H — соответственно максимальное напряжение в зоне концентрации напряжений и номинальное напряжение в той же исследуемой зоне, МН/мм^2) и масштабным фактором распределения $\varepsilon_\sigma = \sigma_{-1d}/\sigma_{-1}$ (где σ_{-1d} и σ_{-1} — пределы выносливости образцов соответственно произвольного диаметра и ∅7,5 мм, МН/мм^2).

Установлено, что зона зарождения и развития дефекта совпадает с плоскостью расчетного сечения. Наибольшее значение имеет конкретный диапазон критического сечения, ограниченный радиусом пера лопатки $R_i = 0{,}595 \div 0{,}674$. При этом возрастает концентрация внутренних растягивающих напряжений в точке опасного сечения $\sigma_{pi} = 151{,}686 \div 219{,}489$. При следующем нагружении лопатки концентрация внутренних напряжений в металле возрастает с увеличением радиуса скругления сечения, что сопровождается изменением структурной составляющей вследствие деградации зерен мартенситной фазы с последующим разрывом границ γ-матрицы. Концентрацию внутренних напряжений при изгибающем моменте фиксировали прибором ИКН-7М-16, результаты приведены на рис. 5.

Длину рабочей кромки лопатки контролировали в местах, наиболее подверженных механичес-

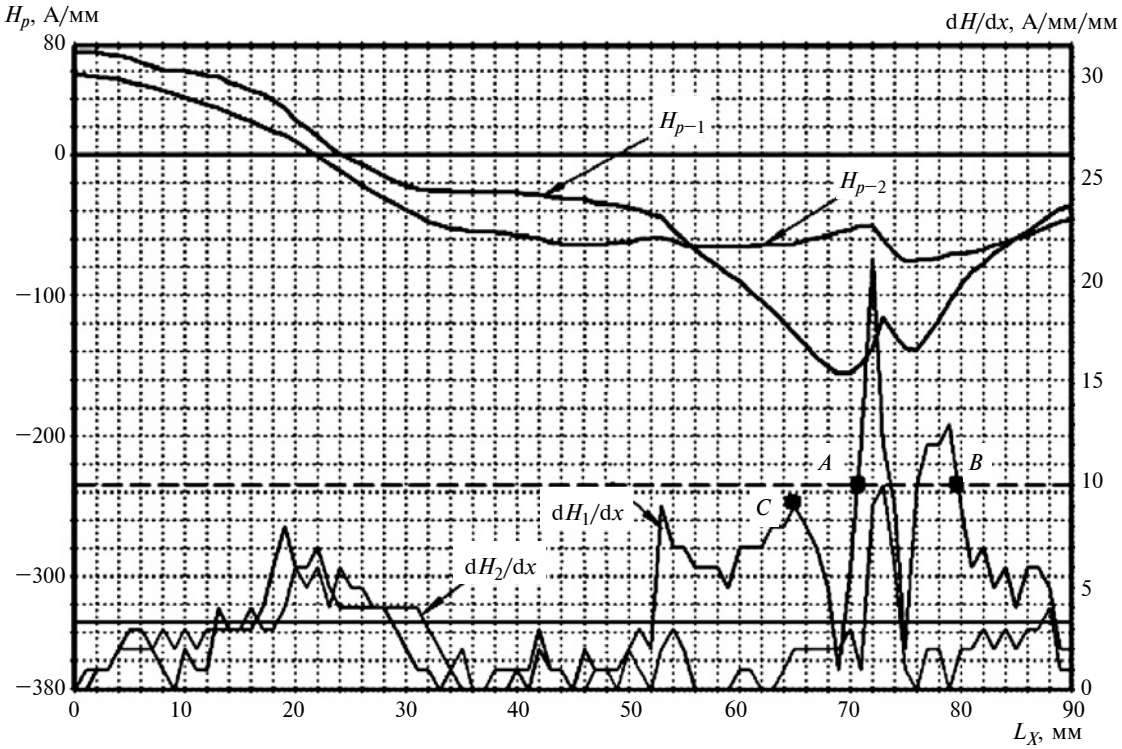


Рис. 5. Определение зон концентрации напряжений в лопатке:

H_{p1} и H_{p2} — напряженность магнитного поля, определяемая первым и вторым контактными датчиками; А/мм; dH_1/dx и dH_2/dx — отношение напряженности магнитного поля к длине участка при заданной градиенте; *A*—*B* — отрезок контрольной длины лопатки $L_X = 68 \div 81$ мм формирования зоны концентрации напряжений; *C* — критическая точка напряженности металла

кому и эрозионно-динамическому изнашиванию. Лопатки сканировали с помощью датчика прибора ИКН-7М-16 от коренного к периферийному сечению или наоборот [4].

По распределению поля остаточной намагниченности (H_p) вдоль поверхности лопатки одновременно определяли тон колебаний, т. е. вибрационную надежность лопатки, на основании известного эффекта поглощения энергии механических колебаний (демпфирование колебаний), вызывающих соответствующий рост остаточной намагниченности лопатки. Сплошная линия на рис. 5, соответствующая диапазону чувствительности напряженности материала $H_р = 59 \div 60$ А/мм, показывает изменение магнитного поля на миллиметр длины образца (А/мм), на котором нет четких всплесков концентрации напряжений. Штриховая линия, соответствующая коэффициенту $dH/dx = 10$, показывает допустимое напряжение для данного вида изделия. Сплошная линия (градиент) $dH/dx = 3$ показывает места "пика" концентрации напряжений на каждом миллиметре образца (А/мм). Изменение знака показывает направление изогнутости.

По результатам контроля определяли наиболее напряженные места лопаток. Такими являются места, в которых "пик" концентрации линий напряжений и деформации (линия H_p) расположены перпендикулярно градиенте и превышают коэффициент интенсивности напряжений $dH/dx = 10$. Коэффициент определяется автоматически с учетом материала лопатки и отображается на экране по запросу оператора.

Зона концентрации напряжений располагается в местах возникновения дефектов в образце на расстоянии $L_X = 68 \div 81$ мм по контрольной длине (A—B) и на расстоянии 6÷8 мм от критической точки (C) $L_X = 64$ мм (см. рис. 5). Если в опасном сечении при выбранной схеме защемления изгибающий момент и действующие напряжения имеют наибольшие значения, то при других видах изгиба величины меньше на ≈20÷25 %. Остаточные напряжения в зоне термического воздействия при плазменном восстановлении не превышали пороговые значения. Структура металла представляла сорбит твердостью 260÷280 *HB*, ориентированный на мартенсит [4, 7].

Лопатки выдержали нормативные испытания. Получили: амплитуда 0÷20 мм; частота 50 мин$^{-1}$; число симметричных циклов $3{,}1 \cdot 10^{-6}$ до появления трещин и $5{,}2 \cdot 10^{-6}$ до появления трещин в лопатках, прошедших комплексную обработку.

По данным сводных протоколов построили кривые повреждаемости и рассчитали корреляционные уравнения кривых выносливости. Проанализировали долговечности лопаток испытанных серий. Расчеты, полученные методом наименьших квадратов и сведенные в табличную форму, позволили значительно сократить время вычислений [7]. В дальнейшем можно оценить энергетическую прочность испытанных серий лопаток турбин и сопоставить их циклическую прочность с новыми (эталонными) лопатками гидроагрегата ТЭЦ.

Анализ кривых повреждаемости позволил сделать вывод, что лопатки, восстановленные по стандартной технологии ГОСТ 21448—79, склонны к значительным потерям энергетической прочности. Для получения уравнений кривых повреждаемости и оценки параметров провели регрессионный анализ опытных данных для каждой серии испытанных образцов с использованием методики и рекомендаций работы [7].

Для лопаток турбины каждой серии эмпирические уравнения линии регрессии имеют вид:

новой эталонной:

$$y = 6{,}058 - 0{,}0479x;$$

восстановленной вибродуговым способом по ГОСТ 21448—75:

$$y = 6{,}1089 - 0{,}0703x;$$

восстановленной плазменным способом по технологии СКГУ им. М. Козыбаева на ТОО "Ремплазма":

$$y = 6{,}179 - 0{,}0596x.$$

Все реальные дефекты лопаток каждой серии, которые наносятся на кривые испытаний в полулогарифмических координатах, группируются около этих линий с возможными наименьшими отклонениями.

Так, для эталонной серии два образца выдержали испытания в 10 тыс. мото-ч наработки или 10 млн. циклов. Ожидаемый предел выносливости для новых лопаток составил от 49,6 до 50,2 Н/м^2. Для серии лопаток, восстановленных по технологии ГОСТ 21448—75, все образцы имели усталостные напряжения менее 30 Н/м^2, в связи с чем предел выносливости ожидался ниже этого значения. Для серии лопаток, восстановленных на ТОО "Ремплазма" плазменным способом по технологии СКГУ им. М. Козыбаева, ожидаемый предел усталости составил 42,8 Н/м^2, что определялось наработкой 5,4÷7 тыс. мото-ч.

Полученные расчеты подтвердили, что расчетный предел выносливости новых лопаток турбины ТЭЦ составил 49,6÷50,2 Н/м^2. Прочность испытанных лопаток оценивали по наработке в мото-часах с действующим напряжением 50,2 Н/м^2. Выбор рабочего напряжения основан на более высоком уровне нагружения при работе новых лопаток турбины на пределе выносливости. Экспериментальное определение прочности лопаток позволило не только установить критические значения предела выносливости, зависящего от фазовой структуры материала мартенситного класса, но и дополнить теорию эффективного восстановления структур-

ных дефектов лопаток турбин, описанную в работах [8—10]. Лопатки, восстановленные по технологии ГОСТ 21448—75, имели ресурс 4000 мото-ч; по способу СКГУ им. М. Козыбаева — 7000 мото-ч. Внутренние напряжения лопаток с использованием технологии ГОСТ 21448—75 снижаются на 25,3 %, а с использованием технологии СКГУ им. М. Козыбаева — на 40 %, т. е. долговечность последних выше на 28 %.

Лопатки, восстановленные в ТОО "Ремплазма" по технологии СКГУ им. М. Козыбаева ($y = 6{,}179 - 0{,}0596x$), выдержали вибрационные испытания в соответствии с нормативами. Получили: амплитуда 0÷20 мм; частота 50 мин$^{-1}$; число симметричных циклов $3{,}1 \cdot 10^{-6}$ до появления трещин и $5{,}2 \cdot 10^{-6}$ до появления трещин в лопатках, прошедших комплексную обработку.

Выводы

Обосновано применение интегрированной методики "пассивных" методов оценки структурных составляющих, использующих магнитоупругий эффект и энергию рассеяния магнитного потока (MFL) в слабых магнитных полях, для своевременного выявления зон концентрации напряжений в конструкциях.

Представленные результаты испытаний показали, что усталостная прочность лопаток турбины ТЭЦ, восстановленных плазменным напылением по технологии СКГУ, на 28 % выше усталостной прочности лопаток, восстановленных по ГОСТ 21448—75.

Полученные зависимости внутренних напряжений от предела текучести материала и величины формирования коэрцитивной силы позволяют прогнозировать образование дефекта на стадии фазового изменения структуры материала детали без снятия ее с агрегата. Предлагается сигналы дефектоскопов идентифицировать по усталостным напряжениям и коэффициенту повышения коэрцитивной силы в нагруженных деталях. Полученная информация интерпретируется не только количественными показателями напряженного состояния материала, но и структурно-фазовыми изменениями материала лопаток, предшествующими зарождению микротрещин и геометрическому изменению зерен структуры материала на границах разрыва межатомных связей.

Результаты исследований усталостных изменений микроструктуры восстановленных лопаток турбины подтвердили вариативность и возможность управления напряженностью $H_р$, А/м, путем формирования коэффициента термического расширения K_τ (сжатие/растяжение). Эффективность предложенной технологии плазменного восстановления лопаток турбины доказана удовлетворительной фазовой металлоструктурой, представленной среднеигольчатым мартенситом и легированным ферритом, выделившимся по границам первичных аустенитных зерен в период кристаллизации. Твердость составляла 30÷40 *HRC*.

В работах [4, 7] показано, что комплексная обработка лопаток после их восстановления плазменной наплавкой повышает стойкость к холодным трещинам более чем в 1,5 раза. При этом структурных нарушений основы металла не наблюдается. Исследования причинно-следственных связей между динамической нагрузкой турбины и физико-механическими свойствами материала позволили расширить понимание формирования усталостных напряжений в структуре и их влияния на изменения фазовых составляющих восстановленных лопаток турбины ТЭЦ.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Отчет** о научно-исследовательской работе "Разработка и внедрение энергоэффективной технологии восстановления лопаток сложной геометрии паровых и газовых турбин ТЭЦ высококонцентрированным источником плазменной энергии с адаптивной системой управления процессами". МРНТИ 44.31.31; 55.03.05; УДК 621.311.22; 621—192; 621.793. № госрегистрации 0115РК01226 / В. В. Савинкин, С. Н. Колисниченко, Д. А. Коптяев и др. Петропавловск: СКГУ им. М. Козыбаева, 2017. 150 с.

2. **Sophian A., Tian G., Fan M.** Erratum to: Pulsed Eddy Current Non-destructive Testing and Evaluation: A Review // Chinese Journal of Mechanical Engineering. 2017. V. 30. Iss. 6. P. 1473—1474.

3. **Roy A. A.** Take Stock of Turbine Blades Failure Phenomenon // Journal of The Institution of Engineers (India): Series C. 2018. V. 99. I. 1. P. 97—103.

4. **Савинкин В. В., Ратушная Т. Ю., Абильмажинова А. А.** Исследования концентрации внутренних напряжений в лопатках турбины ТЭЦ методом магнитной памяти мета // Метрология. 2017. № 1. С. 33—43.

5. **Diagnostic** and failure analysis in blades of a 300 MW steam turbine / J. A. Segura, L. Castro, I. Rosales, et. al. // Engineering Failure Analysis. 2017. V. 82. P. 631—641.

6. **Проблемы** при эксплуатации лопаток последних ступеней паровых турбин после восстановительного ремонта / А. М. Филиппов, Е. О. Голикова, А. Н. Сидоров, А. С. Азин // Актуальные проблемы в машиностроении. 2016. № 3. С. 17—22.

7. **Савинкин В. В., Ратушная Т. Ю., Кузнецова В. Н.** Исследование механических параметров лопаток турбин ТЭЦ, восстановленных плазменным источником энергии // Вестник КазНИТУ. 2018. № 6 (130). С. 337—345.

8. **Reduction** of turbine blade unsteady forces by shape modification of vanes for industrial gas turbines / X. Niu, L. Wang, D. Li, Q. Du // Proceedings of the ASME Turbo Expo 2016: Turbomachinery Technical Conference and Exposition, GT 2016 Seoul; South Korea. 2016. V. 3.

9. **Morhun S.** The influence of the blade feat her constructional inhomogeneity on the turbine cooling blades stress-strain state // Eastern-European Journal of Enterprise Technologies. 2017. V. 2. I. 7—92. P. 11—17.

10. **Abhijit R. A.** Take Stock of Turbine Blades Failure Phenomenon // Journal of The Institution of Engineers (India): Series C. 2018. V. 99. Iss. 1. P. 97—103.

УДК 539.3

П. Н. КОЗЛОВ (ЧАО "Новокраматорский машиностроительный завод", г. Краматорск, Республика Украина), e-mail: bdsho@nkmz.donetsk.ua

Критерий эквивалентности сложного напряженного состояния простому растяжению для конструкционных материалов

Предложен простой критерий предельного состояния для конструкционных материалов, механические свойства которых можно задать минимально тремя и максимально шестью константами. Критерий определяет в системе главных напряжений предельную поверхность трех видов: сквозную вдоль гидростатической оси и замкнутые по одному или по двум направлениям по этой оси даже при одинаковом сопротивлении материала линейному растяжению и сжатию. Адекватность критерия проверена экспериментальными данными.

Ключевые слова: материал, сложное напряженное состояние, критерий эквивалентности, предельное состояние, предельная поверхность, выпуклость, вогнутость, объемное растяжение, объемное сжатие, гидростатическая ось.

A simple limit state criterion for structural materials is proposed, the mechanical properties of which can be set with at least three and up to six constants. The criterion determines in the system of principal stresses the limiting surface of three types: pass-through along the hydrostatic axis and closed in one or two directions along this axis even with the same material resistance to linear tension and compression. The adequacy of the criterion is verified by experimental data.

Keywords: material, complex stress state, equivalence criterion, limit state, limit surface, convexity, concavity, volume stretching, volume compression, hydrostatic axis.

В теории монокристаллов введены понятия плоскости скольжения и плоскости отрыва, которые применяются для описания и анализа пластической деформации и разрушения монокристаллов [1]. На основе этих понятий представляется возможным составить улучшенный (в сравнении с приведенным в работе [2]) критерий наступления в конструкционном материале предельного (критического) состояния без определения его конкретного вида (сдвиг, срез, отрыв или сжатие, необратимое после разгрузки).

Итак, для опасной точки напряженного материала предполагаем одновременное наличие двух равноопасных площадок:

площадки сдвига (скольжения), на которой считаем значимым (определяющим) только касательное напряжение;

площадки разрыва (отрыва или разъединения, а также сжатия), на которой считаем значимым только нормальное напряжение.

В качестве площадки сдвига в опасной точке напряженного материала можно принять октаэдрическую площадку, для которой известно октаэдрическое касательное напряжение $\tau_{окт}$, определяемое формулой [2]:

$$\tau_{окт} = \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}/3,$$

где σ_1, σ_2 и σ_3 — главные напряжения, характеризующие напряженное состояние в опасной точке материала.

Для площадки разрыва нормаль $\vec{\nu}_r$ можно определить следующей формулой:

$$\vec{\nu}_r = (\sigma_1/\sigma_\Sigma)\vec{\boldsymbol{i}} + (\sigma_2/\sigma_\Sigma)\vec{\boldsymbol{j}} + (\sigma_3/\sigma_\Sigma)\vec{\boldsymbol{k}},$$

где $\vec{\boldsymbol{i}}$, $\vec{\boldsymbol{j}}$ и $\vec{\boldsymbol{k}}$ — единичные векторы (орты) вдоль главных напряжений σ_1, σ_2 и σ_3 соответственно; $\sigma_\Sigma = \sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \sigma_3^2}$.

Для выбранной площадки разрыва известно нормальное напряжение [2]: $\sigma_r = (\sigma_1^3 + \sigma_2^3 + \sigma_3^3)/\sigma_\Sigma^2$.

Нормаль $\vec{\nu}_r$ совпадает с направлением полного напряжения $p_{окт}$ на октаэдрической площадке, которое определяется формулой $p_{окт} = \sigma_\Sigma/\sqrt{3}$ [3, с. 32, 33]. Поэтому косинус угла φ между $\tau_{окт}$ и σ_r составит: $\cos\varphi = \tau_{окт}/p_{окт} = \sqrt{3}\,\tau_{окт}/\sigma_\Sigma$ (рис. 1).

Рассмотрим проекции нормального σ_r и касательного $\tau_{окт}$ напряжений на направления друг друга (см. рис. 1):

проекция № 1:

$$(i\tau_{окт} + j\sigma_r\cos\varphi);$$

проекция № 2:

$$(i\tau_{окт}\cos\varphi + j\sigma_r).$$

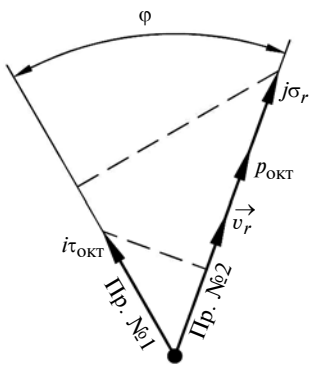


Рис. 1. Схема проекций напряжений

В записи проекций № 1 и № 2 величины i и j устанавливают масштабное соответствие между касательным $\tau_{окт}$ и нормальным σ_r напряжениями при их проекционном суммировании.

Критерием превращения точки напряженного материала в опасную или критерием возникновения в материале предельного состояния считаем равенство предельного (критического) напряжения $\sigma_р$, которое определяется испытанием материала при простом (одноосном) растяжении, и эквивалентного напряжения $\sigma_э$, равного среднеарифметической сумме проекций № 1 и № 2:

$$\sigma_р = \sigma_э = q(i\tau_{окт} + j\sigma_r\cos\varphi) + k(i\tau_{окт}\cos\varphi + j\sigma_r)$$

или

$$\sigma_э = (\tau_{окт})iq + (\tau_{окт}\cos\varphi)ik + (\sigma_r\cos\varphi)jq + (\sigma_r)jk = \sigma_р. \quad (1)$$

В критерии (1) величины q и k устанавливают масштабное соответствие между проекциями № 1 и № 2 при их среднеарифметическом суммировании.

Для критерия (1) возможна следующая трактовка: критерий (1) определяет в виде эквивалентного напряжения $\sigma_э$ результирующее (итоговое) сопротивление материала одновременному осуществлению в нем предельного (критического) сдвига и разъединения (или сжатия) его частей (частиц) под действием активных и реактивных нагрузок, которые обусловливают его сложное напряженное состояние; при этом признаком потери сопротивления материала сдвигу и разъединению (или сжатию) его частей (частиц) является равенство эквивалентного напряжения $\sigma_э$ предельному напряжению $\sigma_р$, определенному при простом (одноосном) растяжении материала, вызывающем его предельное состояние в виде заметных пластических деформаций или разрушения. Очевидно, что в критерии (1) эквивалентное напряжение $\sigma_э$ также можно сравнивать с предельными напряжениями $\sigma_{сж}$ или $\tau_{кр}$, которые определяются испытаниями материала соответственно при одноосном сжатии или при кручении (чистый сдвиг).

Иначе говоря, критерий (1) определяет переход материала в предельное состояние, но не устанавливает его конкретный вид (сдвиг, срез, отрыв или сжатие, необратимое после разгрузки).

Значения масштабных величин i, j, q, k для критерия (1) в виде четырех произведений iq, ik, jq, jk можно определить, например, численным решением системы четырех линейных уравнений, полученных подстановкой в критерий (1) одного из указанных в табл. 1 варианта сочетания опытов, характеризующих механические свойства конструкционного материала в виде параметров, перечисленных в табл. 2.

Таблица 1

Опыт	Параметры опыта			Произведения масштабных величин
	$\sigma_1/\sigma_р$	$\sigma_2/\sigma_р$	$\sigma_3/\sigma_р$	
Вариант 1 сочетания опытов				
1. Линейное растяжение	1	—		$iq = 1{,}46311$
2. Линейное сжатие	—		$-1/\chi$	$ik = 0{,}28653$
3. Плоское растяжение	$\Delta_р$		—	$jq = -0{,}13507$
4. Кручение	к	0	$-$к	$jk = 0{,}31029$
Вариант 2 сочетания опытов				
1. Линейное растяжение	1	—		$iq = 0{,}70711$
2. Объемное растяжение	$\delta_{3р}$			$ik = 1{,}04253$
3. Плоское растяжение	$\Delta_р$		—	$jq = -0{,}49145$
4. Кручение	к	0	$-$к	$jk = 0{,}66667$
Вариант 3 сочетания опытов				
1. Плоское сжатие	—	$-\lvert\Delta_{сж}\rvert$		$iq = 0{,}38063$
2. Линейное сжатие	—		$-1/\chi$	$ik = 1{,}36901$
3. Объемное сжатие	$-\lvert\delta_{3сж}\rvert$			$jq = 0{,}37521$
4. Кручение	к	0	$-$к	$jk = -0{,}20000$

Критерий (1) со значениями произведений iq, ik, jq, jk, которые установлены только на основании варианта 1 сочетания опытов (т. е. критерий $\sigma_{э\ в.1} = \sigma_р$), определяет в системе осей главных напряжений $\sigma_1\sigma_2\sigma_3$ разомкнутую (сквозную) предельную поверхность вдоль гидростатической оси, т. е. линии, равнонаклоненной к осям главных напряжений σ_1, σ_2 и σ_3.

Следует отметить, что если после вычисления iq, ik, jq, jk на основании варианта 1 сочетания опытов в критерии (1) определить $\cos\varphi$ константой, равной $\sqrt{2}/\sqrt{3}$ (как при простом растяжении), то критерий (1) будет численно определять предельную поверхность, которая также задается уравнением (9), ранее полученным в работе [2].

Совместное применение критериев $\sigma_{э\ в.1} = \sigma_р$ и $\sigma_{э\ в.2} = \sigma_р$ с соответственно установленными на основании вариантов 1 и 2 сочетаний опытов значениями масштабных величин iq, ik, jq, jk определяет предельную поверхность, которая является замкнутой (в виде купола или куполообразной) для главных напряжений преимущественного растяжения. Аналогично совместное применение двух критериев $\sigma_{э\ в.2} = \sigma_р$ и $\sigma_{э\ в.3} = \sigma_р$ определяет предельную поверхность, которая является также замкнутой и для главных напряжений преимущественного сжатия. В этом случае возможна оценка напряженно-деформированного состояния уплотняемых тел, для которых необходима замкнутость предельной поверхности [4].

При совместном применении двух критериев $\sigma_{э\ в.2} = \sigma_р$ и $\sigma_{э\ в.3} = \sigma_р$ величину $|\Delta_{сж}| \approx 1/\chi$ можно

рассчитать по критерию $\sigma_{э\ в.1} = \sigma_р$, когда ориентировочно $0{,}4 \le \chi \le 4$ и $\kappa \le 0{,}8 \div 0{,}9$, т.е.

$$|\Delta_{сж}| = \left[\frac{\sqrt{2}}{3} iq_{в.1} + \frac{\sqrt{2}}{3\sqrt{3}} ik_{в.1} - \frac{1}{\sqrt{3}} jq_{в.1} - jk_{в.1}\right]^{-1}.$$

Однако когда при конкретном сочетании числовых значений χ (как правило, при $\chi \le 0{,}2$), κ и $\Delta_р$ согласно критерию $\sigma_{э\ в.1} = \sigma_р$ получаем слишком большую или отрицательную величину $|\Delta_{сж}|$ (так как она численно значительно реагирует на точность задания величин κ и $\Delta_р$), то необходимо задавать независимое от указанного критерия значение для $|\Delta_{сж}|$ с целью достижения по возможности приемлемого соответствия предельной поверхности экспериментальным данным.

Приемлемым условием сопряжения (стыковки) двух предельных поверхностей, получаемых по критерию (1) на основании вариантов 1 и 2 сочетания опытов или вариантов 2 и 3, или вариантов 3 и 1, является сравнение суммы главных напряжений в опасной точке напряженного материала с нулем: если $I_1 = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 < 0$, то для выполнения текущих вычислений эквивалентного напряжения $\sigma_э$ следует применять четыре произведения масштабных величин *iq*, *ik*, *jq*, *jk*, значения которых определены на основании вариантов 1 или 3 сочетания опытов (см. табл. 1); если же $I_1 \ge 0$, то значения *iq*, *ik*, *jq*, *jk* следует вычислять на основании вариантов 2 или 1 сочетаний опытов.

Выбор конкретных числовых значений для величин χ, $\Delta_р$, $|\Delta_{сж}|$, $\delta_{3р}$, $|\delta_{3сж}|$ и κ, характеризующих механические свойства материала (см. табл. 2), позволяет критерию (1) обеспечить, как правило, выпуклость границы (контура) предельной поверхности в обычном сечении (т. е. в сечении, построенном в системе осей главных напряжений $\sigma_1\sigma_2\sigma_3$ при условии постоянства одного из главных напряжений, например при $\sigma_2 = \text{const}$).

Также при характерном выборе значений для параметров механических свойств материала критерий (1) может обеспечить контур предельной поверхности в ее сечении девиаторной плоскостью, похожий на выпуклый криволинейный треугольник (девиаторная плоскость определяется уравнением $I_1 = 0$ [1, с. 424]). Это свидетельствует о способности критерия (1) адекватно (в отличие, например, от известного критерия, полученного сложным образом в работе [6]) соответствовать не только количественно, но и качественно экспериментальным данным. Так как "анализ формы предельной поверхности в девиаторном сечении показал, что это сечение для изотропных материалов имеет вид правильного криволинейного треугольника..., указанная форма сечения подтверждена экспериментально" [5, с. 18] и "...развитие теорий прочности, интерпретирующихся в пространстве напряжений поверхностями вращения, представляется бесперспективным" [5, с. 19].

Для плоского напряженного состояния критерий (1) достаточно приемлемо соотносится с экспериментальными данными, широко представленными в работах [5—7].

Таблица 2

Параметр конструкционного материала	Обозначение и диапазон значений	Значение
Отношение предельного напряжения $\sigma_р$ при простом растяжении к предельному напряжению $\sigma_{сж}$ при простом сжатии	$\chi = \sigma_р/\sigma_{сж}$	0,6
Уровень предельных напряжений при плоском растяжении ($\sigma_1 = \sigma_2 = +\sigma_0$; $\sigma_3 = 0$) относительно предельного напряжения $\sigma_р$ при простом растяжении	$\Delta_р = \sigma_0/\sigma_р \approx 0{,}7 \div 1{,}2$	1,0
Уровень предельных напряжений при объемном равномерном растяжении ($\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3 = +\sigma_0$) относительно предельного напряжения $\sigma_р$ при простом растяжении	$\delta_{3р} = \sigma_0/\sigma_р \ge 1{,}5$	1,5
Уровень предельных напряжений при плоском сжатии ($\sigma_1 = 0$; $\sigma_2 = \sigma_3 = -\sigma_0$) относительно предельного напряжения $\sigma_р$ при простом растяжении	$\lvert\Delta_{сж}\rvert = \lvert-\sigma_0\rvert/\sigma_р$	1,8678
Уровень предельных напряжений при объемном равномерном сжатии ($\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3 = -\sigma_0$) относительно предельного напряжения $\sigma_р$ при простом растяжении	$\lvert\delta_{3сж}\rvert = \lvert-\sigma_0\rvert/\sigma_р \ge 1{,}5$	5
Отношение предельного напряжения $\tau_{кр}$ при кручении ($\sigma_1 = +\tau_{кр}$; $\sigma_2 = 0$; $\sigma_3 = -\tau_{кр}$) к предельному напряжению $\sigma_р$ при простом растяжении	$\kappa = \tau_{кр}/\sigma_р$; $\kappa \approx \begin{cases} 0{,}5 \div 1 \text{ при } \chi \le 1 \\ 0{,}2 \div 0{,}5 \text{ при } \chi > 1 \end{cases}$	0,7
Примечание. σ_0 — обобщенная величина напряжения в конкретном опыте.		

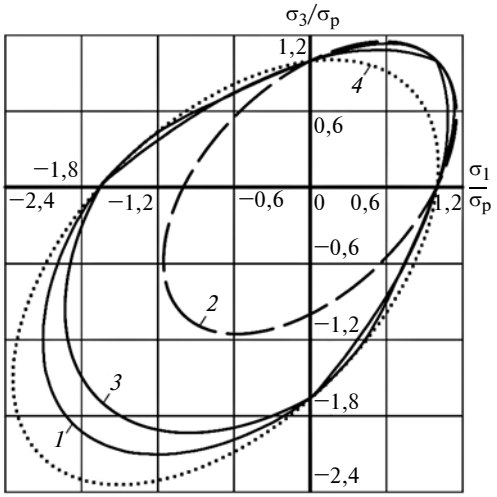


Рис. 2. Поперечные сечения предельных поверхностей для варианта I механических свойств условного материала, находящегося в плоском напряженном состоянии ($\sigma_2 = 0$):

по предлагаемому критерию (1) на основании вариантов 2 и 3 сочетания опытов (поз. *1*), а также по критериям Р. Мизеса (поз. *2*), Г. С. Писаренко и А. А. Лебедева (поз. *3*) и П. П. Баландина (поз. *4*)

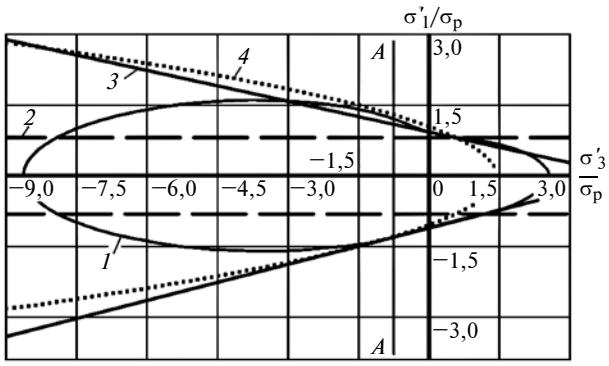


Рис. 3. Продольные сечения предельных поверхностей для варианта I механических свойств условного материала вертикальной плоскостью, совпадающей с гидростатической осью (поз. *1—4* см. в подписи к рис. 2)

В работе [8, § 4.5] отмечается, что эксперименты над материалом с поверхностной трещиной позволили определить коэффициент ограничения на пластичность *p.c.f.* $= \sigma_т/\sigma_р$ (произведение *p.c.f.* $\cdot\sigma_р$ названо эффективным пределом текучести $\sigma_т$ материала при объемном напряженном состоянии, например при плоской деформации преимущественного растяжения), величина которого находится в основном в пределах от 1,5 до 2. Эта информация объясняет выбор значения $\delta_{3р} \geq 1{,}5$ при $\chi \approx 1$, так как при $1{,}0 < \delta_{3р} < 1{,}5$ так называемый купол предельной поверхности по критерию $\sigma_{э\ в.2} = \sigma_р$ получается вогнутым вдоль гидростатической оси.

Также считается [1, с. 573, 574], что для значительных растягивающих напряжений σ_1, σ_2 и σ_3 "со стремлением их к одинаковости" предельная поверхность должна асимптотически приближаться к гидростатической оси. К такому виду предельной поверхности можно условно приблизиться посредством критерия $\sigma_{э\ в.2} = \sigma_р$ путем задания $\delta_{3р} > 5 \div 10$ (предельная поверхность по критерию $\sigma_{э\ в.2} = \sigma_р$ для значительных растягивающих напряжений σ_1, σ_2 и σ_3 будет похожей на коническую поверхность ориентировочно при $0 < \chi \leq 2{,}5$).

На рис. 2—4 для примера показаны сечения предельных поверхностей, определяемых критериями $\sigma_{э\ в.2} = \sigma_р$ и $\sigma_{э\ в.3} = \sigma_р$ на основе численных значений масштабных величин, указанных в табл. 1, — это вариант I механических свойств условного материала. Также на рис. 2—4 приведены сечения предельных поверхностей, определяемых критериями предельного состояния, которые предложены Р. Мизесом, Г. С. Писаренко и А. А. Лебедевым, а также П. П. Баландиным [2, 3]. Построение продольного и поперечного сечений предельных поверхностей выполнено на основе преобразования координат в соответствии с работой [1, с. 563].

На рис. 4 видно, что граница предельной поверхности по критерию предельного состояния материала, который предложен Г. С. Писаренко и А. А. Лебедевым, имеет вид правильного криволинейного треугольника (поз. *3*). Подобную границу предельной поверхности также определяет и критерий (1) как в некоторых октаэдрических (поз. *1* на рис. 4), так и в девиаторном сечениях предельной поверхности.

На рис. 5 для примера приведены продольные сечения предельных поверхностей по критериям $\sigma_{э\ в.2} = \sigma_р$ и $\sigma_{э\ в.3} = \sigma_р$ для варианта II механических свойств условного материала с $\chi = 1$, $\Delta_р = 1$,

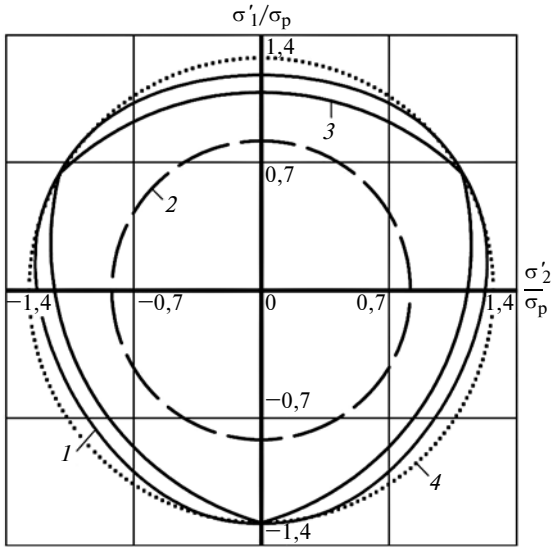


Рис. 4. Поперечные сечения предельных поверхностей октаэдрической плоскостью *A—A* (см. рис. 3), смещенной относительно начала координатной системы на величину $\sigma'_3/\sigma_р = -0{,}65$ (поз. *1—4* см. в подписи к рис. 2)

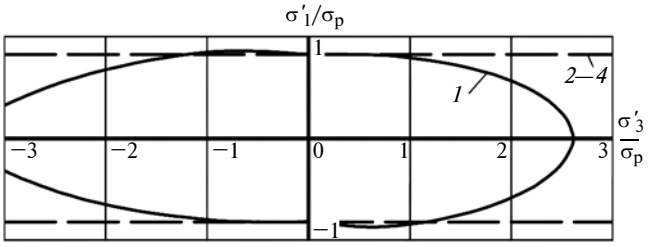


Рис. 5. Сечения предельных поверхностей для варианта II механических свойств условного материала вертикальной плоскостью, совпадающей с гидростатической осью (поз. *1—4* см. в подписи к рис. 2)

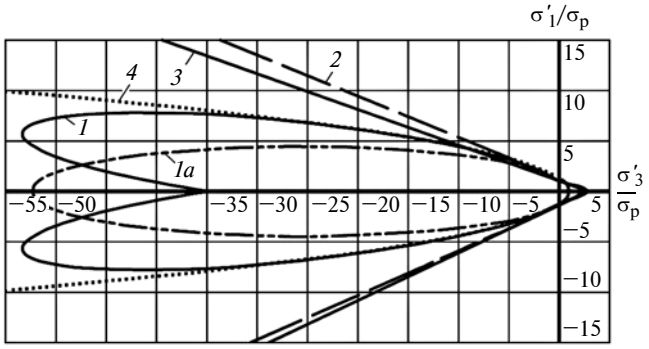


Рис. 6. Продольные сечения вертикальной плоскостью, совпадающей с гидростатической осью, предельных поверхностей по предлагаемому критерию (1) на основании вариантов 2 и 3 сочетания опытов для варианта III механических свойств условного материала (поз. *1*) и то же самое для варианта IV (поз. *1а*), а также продольные сечения предельных поверхностей для варианта III механических свойств условного материала по предлагаемому критерию (1) на основании только варианта 1 сочетания опытов (поз. *2*), по критерию Г. С. Писаренко и А. А. Лебедева (поз. *3*) и П. П. Баландина (поз. *4*)

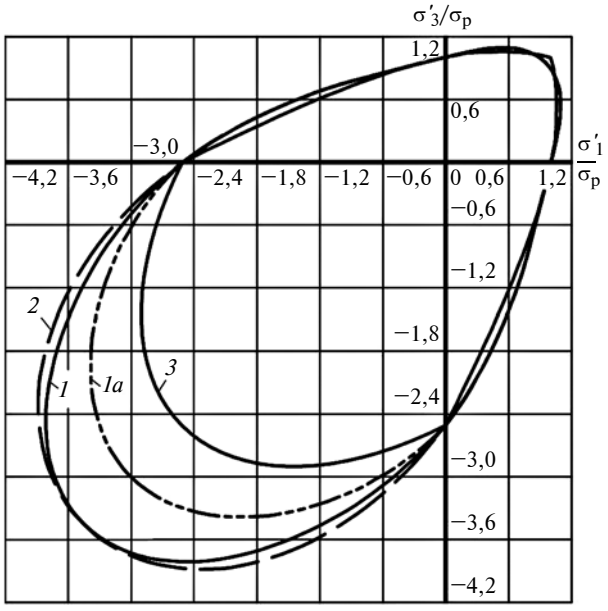


Рис. 7. Поперечные сечения предельных поверхностей для вариантов III и IV механических свойств условного материала, находящегося в плоском напряженном состоянии (поз. *1*, *1а*, *2*, *3* см. в подписи к рис. 6)

$|\Delta_{сж}| = 1$, $\delta_{3р} = 1{,}5$, $|\delta_{3сж}| = 2$ и $\kappa = 1/\sqrt{3}$. Для такого материала $iq_{в.1} = 3/\sqrt{2}$, $ik_{в.1} = jq_{в.1} = jk_{в.1} = 0$; $iq_{в.2} = 1/\sqrt{2}$, $ik_{в.2} = \sqrt{2}$, $jq_{в.2} = -2/3$, $jk_{в.2} = 2/3$; $iq_{в.3} = ik_{в.3} = 3/2\sqrt{2}$; $jq_{в.3} = 1/2$; $jk_{в.3} = -1/2$.

Необходимо отметить, что при $|\Delta_{сж}| > 1/\chi$ и ориентировочно при $\chi \le 0{,}4$ часто независимо от значения $|\delta_{3сж}|$ можно получить по критерию $\sigma_{э\,в.3} = \sigma_р$ для преимущественного сжатия предельную поверхность с большой вогнутостью вдоль гидростатической оси, но согласованная корректировка числовых значений величин $\Delta_р$, κ, $|\Delta_{сж}|$ и $|\delta_{3сж}|$, как правило, позволяет (ориентировочно при $\chi > 0{,}2$) по критерию $\sigma_{э\,в.3} = \sigma_р$ получить при необходимости предельную поверхность без вогнутости вдоль гидростатической оси. Для иллюстрации этого на рис. 6 и 7 показаны продольные и поперечные сечения предельных поверхностей для двух вариантов механических свойств условного материала: вариант III с $\chi = 0{,}4$, $\Delta_р = 0{,}95$, $\kappa = 0{,}8$, $|\Delta_{сж}| = 3{,}4383 > 1/\chi$ (т. е. задано на основе критерия $\sigma_{э\,в.1} = \sigma_р$), $\delta_{3р} = 1{,}3$ и $|\delta_{3сж}| = 20$ и вариант IV с $\chi = 0{,}4$, $\Delta_р = 0{,}95$, $\kappa = 0{,}8$, $|\Delta_{сж}| = 3$, $\delta_{3р} = 1{,}3$ и $|\delta_{3сж}| = 30$.

При $0{,}1 < \chi < 0{,}4$ можно получить приемлемую предельную поверхность по критерию $\sigma_{э\,в.1} = \sigma_р$ или совместно $\sigma_{э\,в.1} = \sigma_р$ и $\sigma_{э\,в.2} = \sigma_р$ при согласованном подборе значений χ, $\Delta_р$, $|\Delta_{сж}|$, $|\delta_{3сж}|$ и κ. При $\chi \le 0{,}1$ критерий (1) плохо согласуется с экспериментальными данными, например приведенными в работе [9].

Критерий (1) позволяет естественно получать также выпуклую предельную поверхность и тогда, когда ориентировочно $1 < \chi \le 4$.

Таким образом, для конструкционных материалов (с широкими диапазонами изменения механических свойств) получен улучшенный (в сравнении с работой [2]) критерий эквивалентности (равноопасности) сложного напряженного состояния простому растяжению, который обязательно учитывает влияние на переход материала в предельное (критическое) состояние не только касательных, но и нормальных напряжений даже в идеальном случае (но практически трудно достижимом [10, 11]), когда материал одинаково сопротивляется растяжению и сжатию, т. е. когда идеально (но не реально) $\chi = 1$.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Филин А. П.** Прикладная механика твердого деформируемого тела. В 3 т. Т. 1. Сопротивление материалов с элементами теории сплошных сред и строительной механики. М.: Наука, 1975. 832 с.

2. **Козлов П. Н., Цыбулько А. Е.** Условие пластичности однородных конструкционных материалов, различно

УДК 621.7

М. Н. РОЩИН, канд. техн. наук (ИМАШ им. А. А. Благонравова РАН), e-mail: roschin50@yandex.ru

Фрикционные свойства покрытий, наплавленных лазером

Рассматривается лазерная наплавка износостойких покрытий. Приведены технологические режимы наплавки и результаты трибологических испытаний на изнашивание наплавленных покрытий.

Ключевые слова: лазерная наплавка, изнашивание, износостойкость, испытания, коэффициент трения.

Laser surfacing of wear-resistant coatings is considered. The technological modes of surfacing and the results of tribological tests on wear of deposited coatings are given.

Keywords: laser surfacing, wear, wear resistance, tests, coefficient of friction.

Лазерная наплавка износостойких покрытий обеспечивает локальную обработку поверхности детали и не нарушает структуру основного металла и свойства детали в целом. При этом можно, изменяя параметры обработки и используя разные составы обрабатываемых материалов, получать износостойкие материалы разных свойств.

Преимущества покрытий, полученных лазерной наплавкой [1]:

отсутствие наводораживания;

прочная связь наплавленных покрытий с основой;

возможность получения покрытия с высокими физико-механическими свойствами, износостойкостью, задиростойкостью и др.;

локальный подвод теплоты снижает коробление;

экологичный способ нанесения покрытий;

обеспечивает обработку в труднодоступных местах.

Износостойкость покрытий, получаемых лазерной наплавкой, намного выше износостойкости покрытий, получаемых традиционными способами. Это обусловлено изменением химического состава и структурно-фазового состояния поверхностных слоев при обработке [2].

При лазерном оплавлении металлов и сплавов интенсивные гидродинамические потоки, возникающие вследствие больших градиентов температур, ускоряют массоперенос по всей зоне оплавления и обеспечивают лазерное легирование материала, создавая поверхностное покрытие. В результате конвективного перемешивания расплава в легированной зоне все фазы по глубине распределяются равномерно, т. е. нет резкого перехода от фазы с

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 41)

сопротивляющихся растяжению и сжатию // Вестник машиностроения. 2007. № 8. С. 28—30.

3. **Расчеты** на прочность в машиностроении / С. Д. Пономарев, В. Л. Бидерман, К. К. Лихарев и др. Т. 1. Теоретические основы и экспериментальные методы. Расчеты стержневых элементов конструкций при статической нагрузке / Под ред. С. Д. Пономарева. М.: Машгиз, 1956. 884 с.

4. **Друянов Б. А.** Критерии пластичности для уплотняемых тел // Машиностроение. Энциклопедия. В 40 т. Раздел I. Инженерные методы расчетов. Т. I-3. Кн. 1. Динамика и прочность машин. Теория механизмов и машин / Под. общ. ред. К. С. Колесникова. М.: Машиностроение, 1994. С. 87, 88.

5. **Механические** свойства конструкционных материалов при сложном напряженном состоянии: Справочник / А. А. Лебедев, Б. И. Ковальчук, Ф. Ф. Гигиняк и др. Киев: Наук. думка, 1983. 366 с.

6. **Потапова Л. Б., Ярцев В. П.** Механика материалов при сложном напряженном состоянии. М.: Машиностроение-1, 2005. 207 с.

7. **Писаренко Г. С., Лебедев А. А.** Деформирование и прочность материалов при сложном напряженном состоянии. Киев: Наук. думка, 1976. 415 с.

8. **Броек Д.** Основы механики разрушения. М.: Высш. шк., 1980. 368 с.

9. **Трунин И. И.** Критерий прочности в условиях ползучести при сложном напряженном состоянии // Прикладная механика. 1965. Т. 1. Вып. 7. С. 77—83.

10. **Шофман Л. А.** Элементы теории холодной штамповки. М.: Оборонгиз, 1952. 335 с.

11. **Воронцов А. Л.** Теоретическое обеспечение технологической механики. 4. Условие пластичности, описание упрочнения и связь между напряжениями и деформациями // Вестник машиностроения. 2013. № 4. С. 62—70.

большей концентрацией легирующего химического элемента к фазам с меньшей концентрацией.

Эффективность лазерной наплавки подтверждает сравнение фрикционных свойств износостойких покрытий, наплавленных лазером, и покрытий, полученных твердым хромированием.

Покрытия из хрома характеризуются высокой твердостью, большой прочностью сцепления с основной сталью и химической стойкостью. Их свойства значительно зависят от режима осаждения, поэтому можно получать покрытия разной износостойкости. Хромирование широко используют в авиационной технике, однако в технологии твердого хромирования есть существенные недостатки. Одним из негативных факторов является то, что при хромировании, как правило, используют трехокись хрома (CrO_3), которая относится к канцерогенным веществам [3].

Цель настоящей работы — исследование фрикционных свойств износостойких покрытий, наплавленных лазером.

Некоторые технологические аспекты наплавки износостойких покрытий рассмотрены в работе [4]. Предлагаемое композиционное покрытие имеет никель-хромовую коррозионностойкую матрицу, обеспечивающую высокую пластичность, и упрочняющую фазу Al_2O_3, которая значительно повышает твердость и прочность покрытия. Лазерный луч при оплавлении дробит зерно Al_2O_3 до размеров 0,05÷1 мкм, что значительно повышает эксплуатационные свойства покрытий, нанесенных на детали узлов трения, работающих в условиях переменных нагрузок.

Использование физико-математического моделирования процесса лазерного оплавления с учетом зависимости теплофизических показателей процесса от температуры, позволило разработать технологию получения износостойкого композиционного покрытия.

Лазерную наплавку износостойкого покрытия осуществляли на оборудовании на лазерном технологическом комплексе ЛТК-01 (разработанном в ИМАШ РАН) при мощности непрерывного излучения 3,75÷3,80 кВт и частоте сканирования лазерного луча 200 Гц. Для наплавки в качестве пластичной матрицы использовали сплавы системы Ni—Cr—B—Si. В качестве упрочняющей фазы использовали порошки Al_2O_3 с фракциями 5÷20 мкм. Концентрация упрочняющей фазы составляла 17 мас. %. Толщина покрытия после финишной обработки составляла 0,20÷0,35 мм, а припуск на шлифовку — 0,20÷0,30 мм. Металлографическими исследованиями установлено, что переходная зона покрытие—основа составляла 30 мкм, а твердость наплавленного покрытия — H_{50} = 13 000÷14 000 МПа.

Важным эксплуатационным показателем наплавленного покрытия является прочность сцепления с основным материалом. Увеличение диффузионной зоны повышает адгезионную прочность. Концентрация основного материала в наплавленном слое в зоне раздела во многом определяет прочность связи между ними: чем выше концентрация, тем выше прочность связи. Однако зона проплавления и ее глубина должны иметь оптимальные значения, так как интенсивное взаимодействие покрытия с основой в присутствии жидкой фазы изменяет его состав, что не всегда желательно.

Исследование трибологических свойств наплавленных покрытий проводили на машине трения УМТ-1 по схеме плоскость—торец, где плоскость — поверхность с наплавленным покрытием, а торец — кольцевой образец. В качестве смазочного материала использовали гидравлическую жидкость АМг-10, которую со скоростью 10÷60 капель/мин (в зависимости от нагрузки и скорости перемещения) подавали в зону трения с помощью капельницы. В ходе испытаний регистрировали: момент трения, температуру в контакте и скорость v скольжения.

Образцы из стали 30ХГСА, на рабочие поверхности которых были нанесены покрытия системы Ni—Cr—B—Cr (ПГ-10Н-01 + 17 % Al_2O_3) и твердые электролитические хромовые покрытия испытывали на трибологические свойства. Твердость хромового покрытия составляла H_{50} = 10 500 МПа, а твердость наплавленного лазером покрытия (далее — ПГ-10Н-01 + Al_2O_3) — 10 860 МПа. Поверхности хромовых покрытий толщиной 0,4÷0,7 мм имели показатели шероховатости Ra = 0,04÷0,05 мкм. Образцы с наплавленными покрытиями перед испытаниями полировали. Их поверхности имели показатели шероховатости Ra = 0,047÷0,068 мкм. В качестве контртела использовали бронзу Бр.АЖН10-4-4, твердость образцов составляла H_{50} = 3200 МПа. Рабочие поверхности контртел имели показатели шероховатости Ra = 0,16÷0,20 мкм.

Испытания проводили при скоростях скольжения v = 0,05÷1,0 м/с и нагрузках F = 5÷40 МПа. Путь трения составил $L = 10^5$ м. По результатам испытаний построены зависимости коэффициента μ трения, интенсивности $I_к$ изнашивания контртела от нагрузки F и скорости v скольжения. Трибологические свойства покрытий, наплавленных лазером, оказались лучше свойств покрытий из хрома.

В табл. 1 приведены значения коэффициентов трения для покрытий, наплавленных лазером и электролитическим хромированием при разных нагрузках F и скоростях скольжения.

Во всем диапазоне нагрузок коэффициент трения покрытия ПГ-10Н-01 + Al_2O_3 был меньше, чем у покрытия из электролитического хрома. С увели-

чением скорости скольжения до 0,25 м/с при тех же нагрузках коэффициент трения твердого электролитического хрома изменяется с 0,164 до 0,265, а у покрытия ПГ-10Н-01 + Al_2O_3 при скорости скольжения 0,25 м/с до нагрузки 25 МПа коэффициент трения изменяется от 0,14 до 0,182, затем уменьшается до $\mu = 0,16$. Это можно объяснить тем, что на дорожке трения образуется тонкий слой меди.

Интенсивности изнашивания Бр. АЖН 10-4-4 при $F = 10$ МПа и разных скоростях скольжения в паре трения с покрытием ПГ-10Н-01 + Al_2O_3 и покрытием из хрома приведены в табл. 2. В паре трения с покрытием ПГ-10Н-01 + Al_2O_3 интенсивность изнашивания в 20 раза меньше, чем в паре трения с покрытием из хрома.

По разработанной технологии лазером были наплавлены износостойкие покрытия ПГ-10Н-01 + + Al_2O_3 на оси шарнира и штоке гидроцилиндра (рисунок). Оси шарнира с наплавленными покрытиями испытывали при $F = 20$ и 40 МПа соответственно в течении 36 000 и 72 000 циклов. Испытания показали, что покрытие ПГ-10Н-01 + Al_2O_3 при нагрузках до 40 МПа и $v = 0,07$ м/с по износостойкости не уступает покрытию твердого хрома и имеет меньший коэффициент трения. После испытаний поверхности не было следов схватывания, трещин и отслоений покрытий. Износ контртела (бронзовая втулка) находился в пределе допустимого.

Таблица 1

Значения коэффициентов трения для покрытий, наплавленных лазером (знаменатель) и электролитическим хромированием (числитель), при разных нагрузках F и скоростях v скольжения

F, МПа	v, м/с		
	0,05	0,10	0,25
5	0,125/0,147	0,120/0,135	0,140/0,164
10	0,135/0,156	0,132/0,157	0,156/0,174
15	0,140/0,162	0,142/0,161	0,170/0,184
20	0,144/0,167	0,148/0,163	0,180/0,202
25	0,146/0,170	0,152/0,174	0,182/0,227
30		0,156/0,203	0,181/0,235
35	146/0,173	0,160/0,234	0,175/0,251
40		0,168/0,262	0,160/0,265

Таблица 2

Интенсивности изнашивания Бр. АЖН 10-4-4 при $F = 10$ МПа и разных скоростях скольжения при трении с покрытиями, наплавленными лазером (I_1) и электролитическим хромированием (I_2)

v, м/с	I_1	I_2	I_2/I_1
0,25	4,6E-09	7,0E-08	15,2
0,50	4,2E-09	7,7E-08	18,4
0,75	4ДЕ-09	8,2E-08	20,1
1,00	4,6E-09	1,0E-07	21,6

Детали с покрытиями, наплавленными лазером

Таким образом, исследования фрикционных свойств наплавленного лазером износостойкого покрытия ПГ-10Н-01 + 17 % Al_2O_3 показали, что при применении в качестве смазочного материала гидравлической жидкости АМг-10 коэффициент трения в паре трения с бронзой Бр. АЖН 10-4-4 при нагрузках $F = 5 \div 40$ МПа и скоростях скольжения $v = 0,05 \div 0,25$ м/с меньше, чем у покрытия с твердым электролитическим хромом. Интенсивность изнашивания бронзы при $F = 10$ МПа и $v = 1,0$ м/с в паре трения с покрытием ПГ-10Н-01 + 17 % Al_2O_3 в 20 раз меньше, чем в паре с твердым электролитическим хромом. Следовательно, износостойкое покрытие, наплавленное лазером, можно использовать вместо твердого электролитического хромирования.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Рощин М. Н.** Износостойкость покрытий, наплавленных лазером // Сб. Информатика и технологии. Инновационные технологии в промышленности и информатике МИРЭА. 2018. С. 838—842.

2. **Лазерная** техника и технологии. Методы поверхностной лазерной обработки / Под ред. А. Г. Григорьянца. М.: Высшая школа, 1987. 191 с.

3. **Райкис О., Шопховен Т.** Альтернатива будущего: высокоскоростная лазерная наплавка идет на смену твердому хромированию // Фотоника. 2016. № 3 (57). С. 28—31.

4. **Алисин В. В., Владиславлев А. А., Рощин М. Н.** Технология получения износостойких металлокерамических покрытий с ультрадисперсной упрочняющей фазой // Сб. Перспективные материалы и технологии. Нанокомпозиты / Под. ред. А. А Берлина, И. Г. Ассовского. Т. 2. М.: Торус Пресс, 2006. С. 59—68.

УДК 621.91.01

А. Г. КИСЕЛЬ, Е. А. РОГАЧЕВ, канд. техн. наук, О. П. ЕВДОКИМОВА, В. А. СЕРГЕЕВ, кандидаты технических наук, Д. Г. БАЛОВА (Омский ГТУ), e-mail: kisell988@mail.ru

Влияние физико-химических свойств СОЖ на коэффициент трения при токарной обработке разных сплавов

Исследованы зависимости эффективности двух типов СОЖ от их состава и физических свойств при обработке резанием четырех разных сплавов. Предложен показатель степени влияния каждого химического элемента, входящего в СОЖ.

Ключевые слова: смазочно-охлаждающая жидкость, химический состав, эффективность, коэффициент трения, инструмент, деталь.

The dependences of the effectiveness of two types of coolant on their composition and physical properties at machining of four different alloys are studied. A factor of the degree of influence of each chemical element in the coolant is proposed.

Keywords: coolant, chemical composition, effectiveness, coefficient of friction, tool, part.

Известно, что смазочно-охлаждающие жидкости (СОЖ), используемые при резании, поразному влияют на процесс обработки и в некоторых случаях могут повышать силы резания и снижать стойкость инструмента [1—3]. Свойства СОЖ во многом зависят от их химического состава, который, как правило, известен только производителю. Поэтому, чтобы определить влияние компонентов СОЖ на ее эффективность, необходимо установить химический состав.

При обработке резанием в большинстве случаев для уменьшения силы трения между инструментом и заготовкой, стружкой и заготовкой, а также для снижения средней температуры резания, адгезионных сил и сил резания в зону резания подают СОЖ, что повышает качество обрабатываемой поверхности и производительность обработки, значительно снижает интенсивность изнашивания инструмента.

Главное назначение СОЖ — создавать смазочный эффект, направленный на улучшение процесса резания: снижение интенсивности изнашивания инструмента, которая во многом определяется силой и моментом резания, снижение температуры резания, повышение качества обработки поверхности, характеризуемое шероховатостью обработанной поверхности.

Экспериментальные испытания требуют больших материальных и временных затрат. Многофакторность процесса снижает достоверность полученных результатов, поэтому эффективность СОЖ целесообразно оценивать на машинах трения. В данной работе испытания проводили на машине трения ИИ 5018. За показатель эффективности СОЖ принят средний коэффициент μ трения.

Для определения химического состава СОЖ использовали растровый электронный микроскоп Jeol JCM-5700 с термоэмиссионным источником электронов. Недостатком данного метода определения состава СОЖ является то, что он не позволяет выявить имеющиеся химические соединения, свойства которых отличаются от свойств химических элементов, входящих в состав этих соединений. Но в отличие от химического анализа, метод растровой электронной микроскопии позволяет значительно сократить время исследований и не требует большого числа проб.

Способ оценки эффективности СОЖ представлен в работе [4], согласно которому применяли схему испытаний колодка—ролик, так как она близка к условиям токарной обработки. Колодку изготовляли из инструментального материала Т15К6, а ролики — из четырех разных конструкционных сплавов: сталь 45, Д16, ВТ3, ХН77ТЮ.

Для исследования состава СОЖ на стальной полированный брусок наносили небольшой слой СОЖ, который, высыхая, покрывал стальную поверхность тонкой пленкой. Состав полученной пленки исследовали на электронном микроскопе. Чтобы устранить погрешность, отдельно определяли химический состав бруска. Далее результаты пересчитывали с учетом состава стали и определяли состав СОЖ.

Испытывали индустриальное масло И-5А и водоэмульсионную СОЖ.

Составы испытуемых СОЖ представлены в табл. 1 и 2.

Таблица 1

Химический состав масла И-5А

Химический элемент	*C*, мас. %
C	83,120
O	3,716
Na	2,256
Al	0,475
S	2,636
K	2,556
Zr	1,310
Si	0,100
Cl	2,411
Ca	1,421

Таблица 2

Химический состав СОЖ на водной основе

Химический элемент	*C*, мас. %
C	68,525
Na	7,38
Si	0,005
S	8,13
Cl	7,28
K	8,675

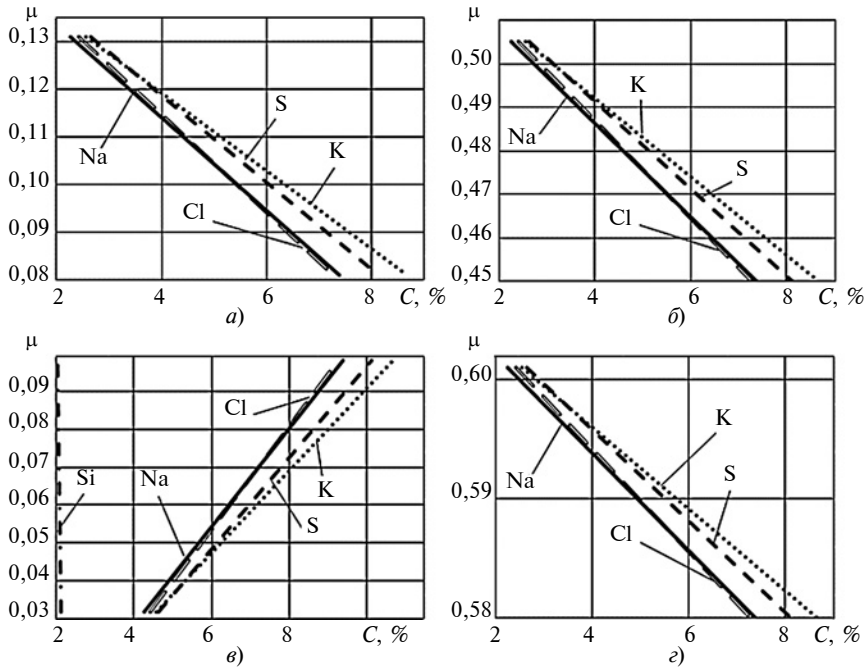
Результаты экспериментального исследования работы СОЖ при обработке разных сплавов представлены в табл. 3.

Определить влияние каждого компонента СОЖ можно сопоставлением экспериментальных данных. С этой целью были построены зависимости коэффициентов трения от химических элементов, входящих в состав испытуемых СОЖ, кроме углерода, который является компонентом масляной основы концентрата СОЖ.

Влияние кремния отражает только зависимость, характеризующая обработку сплава Д16, так как в других случаях повышение его содержания приводит к повышению коэффициента трения.

За показатель, отражающий влияние химического элемента на эффективность СОЖ, можно принять угол наклона функции $\mu = f(C)$, т. е. $\mathrm{tg}\alpha = \mathrm{d}\mu/\mathrm{d}C$, где μ — средний коэффициент трения; C — процентное содержание химического элемента в СОЖ.

Если $\mathrm{tg}\alpha > 0$, то при повышении содержания данного химического элемента в СОЖ коэффициент μ трения повышается, если $\mathrm{tg}\alpha < 0$, то повышение данного химического элемента снижает коэффициент трения и повышает эффективность СОЖ, т. е. чем больше значение $\mathrm{tg}\alpha$ по модулю, тем большее влияние оказывает данный химический элемент.



Зависимость коэффициента трения μ от процентного содержания *C* входящих в СОЖ химических элементов при резании стали 45 (*а*), титанового сплава ВТ3 (*б*), алюминиевого сплава Д16 (*в*) и жаропрочного сплава ХН77ТЮР (*г*)

Анализ полученных зависимостей показал, что повышение процентного содержания любого из рассматриваемых химических элементов приводит к снижению коэффициента трения при обработке стали 45 и сплавов ВТ3 и ХН77ТЮР (рисунок). Однако при обработке сплава Д16 имеет место обратная зависимость, т. е. при повышении содержания кремния коэффициент трения снижается.

Результаты расчетов параметра $\mathrm{tg}\alpha$ представлены в табл. 4. Видно, что лучшие смазочные свойства при обработке стали 45, сплавов ВТ3 и ХН77ТЮР обеспечивает содержание хлора, а при обработке сплава Д16 — кремний. Повышение коэффициента трения при добавлении в состав тех или иных химических элементов объясняется их адгезионным воздействием на обрабатываемый материал.

Таким образом, предложенный метод позволяет оценить влияние химических элементов, входящих в состав СОЖ, на коэффициент трения при резании. Для повышения точности данного метода следует исследовать большее число СОЖ.

Таблица 3

Средние значения коэффициента μ трения для разных материалов при использовании двух СОЖ

СОЖ	Сталь 45	ВТ3	Д16	ХН77ТЮР
Водоэмульсионная	0,081	0,450	0,098	0,584
Масляная (И-5А)	0,131	0,505	0,032	0,605

Таблица 4

Расчетный показатель $\mathrm{tg}\alpha$ влияния входящих в СОЖ химических элементов на средний коэффициент μ трения

Химический элемент	Сталь 45	ВТ3	Д16	ХН77ТЮР
C	0,003426	0,003768414	−0,004522097	0,00143885
Na	−0,00976	−0,010733802	0,012880562	−0,0040984
Si	0,526316	0,578947368	−0,694736842	0,22105263
S	−0,0091	−0,010010921	0,012013105	−0,0038224
Cl	−0,01027	−0,011295954	0,013555145	−0,004313
K	−0,00817	−0,008988397	0,010786076	−0,0034319

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Смазочно-охлаждающие** технологические средства и их применение при обработке резанием: Спра-

УДК 621.983.3:658.512.011.56.004

В. А. ЖАРКОВ, д-р техн. наук (г. Москва), e-mail: valery-zharkov@mtu-net.ru

Испытания материалов. Гибка втулок из композитов

CAD/CAE-моделированием исследовано влияние основных параметров гибки на качество подшипника скольжения из композита. Разработаны новые способы и штампы для гибки и правки втулок. Установлены критерии для определения вероятности образования трещин, точности размеров и пружинения втулки после гибки. Даны рекомендации по устранению возможных дефектов.

Ключевые слова: листовая штамповка, испытания, гибка, втулка, композит, подшипник скольжения, CAD/CAE-моделирование.

By CAD/CAE modeling the influence of the general parameters of bending on the quality of a sliding bearing from a composite material is studied. The new methods and stamps for bending of bushings are developed. Criteria are established for determining the probability of cracking, dimensional accuracy and bushing resilience after bending. Recommendations are given to eliminate possible defects.

Keywords: sheet stamping, tests, bending, bushing, composite, sliding bearing, CAD/CAE-modeling.

В автомобильных двигателях и многих других изделиях машиностроения широко применяют в качестве подшипников скольжения втулки из композитных материалов, изготовляемые в массовом производстве гибкой полосы в штампе. Основными проблемами при их штамповке являются: образование трещин, низкая точность размеров, чрезмерное пружинение втулки после гибки. Поэтому при внесении конструктивных изменений или использовании новых втулок целесообразно выполнить CAD/CAE-моделирование испытаний и физические испытания экспериментальных образцов.

Размеры заготовки и испытуемой втулки

Для изготовления широко применяемой втулки с внутренним диаметром $d_p = 50$ мм, радиусом $r_p = 25$ мм и шириной $b_{вт} = 40$ мм используют прямоугольную заготовку в виде полосы, отрезанной от ленты шириной $b_л = 40$ мм. Применяемый композит типа биметалла состоит из основного металла — низкоуглеродистая сталь, например 08пс ВГ (ГОСТ 9045—93, ВГ — вытяжка глубокая) толщиной 1,4 мм, и накатанного на основной металл вспомогательного металла, например свинцовая бронза БрСу3Н3Ц3С20Ф (ГОСТ 493—79) толщиной 0,25 мм.

Механические свойства стали 08пс (ГОСТ 11701—84) при вырезании образцов под углом $\theta = 90^\circ$ к направлению прокатки с минимальными (для повышения надежности моделирования) пластическими показателями $\delta_р$ и δ_f: модуль упругости $E = 172\,100$ Н/мм^2; отношение упругой относительной поперечной деформации к относительной продольной деформации $\upsilon = 0{,}3$; плотность $\gamma = 7{,}8 \cdot 10^{-9}$ т/мм^3; предел текучести $\sigma_т$ (или $\sigma_{0,2}$) = = 242 Н/мм^2; относительное равномерное удлинение в момент начала образования шейки на образце $\delta_р = (l_р - l_0)/l_0 = 0{,}196$ или увеличение расчетной длины образца с l_0 до $l_р$: $\varepsilon_l = \ln(1 + \delta_р) = 0{,}179$, уменьшение толщины с s до $s_р$ и ширины с b до $b_р$: $\varepsilon_b = \ln(b_р/b) = [-R_0/(1 + R_0)]\varepsilon_l = -(0{,}5 + 0{,}25Z_0)\varepsilon_l = -0{,}115$, интенсивность деформаций $\varepsilon_i = (2/\sqrt{3})\sqrt{\varepsilon_l^2 + \varepsilon_l\varepsilon_b + \varepsilon_b^2} = 0{,}181$, коэффициенты анизотропии $R_0 = \varepsilon_b/\varepsilon_s = \ln(b_р/b)/\ln(s_р/s) =$

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 49)

вочник / Л. В. Худобин, А. П. Бабичев, Е. М. Булыжев и др. / Под общ. ред. Л. В. Худобина. М.: Машиностроение, 2006. 544 с.

2. **Шашин А. Д.** Исследование влияния СОЖ на процесс взаимодействия инструмента и заготовки при обработке металлов резанием / Дис. ... канд. техн. наук. М.: 2003. 118 с.

3. **Энтелис С. Г., Берлинер Э. М.** Смазочно-охлаждающие технологические средства для обработки металлов резанием: справочник. М.: Машиностроение, 1995. 496 с.

4. **Кисель А. Г.** Определение эффективности смазочно-охлаждающих жидкостей при различных режимах обработки стали 45 // Инновационные проекты и технологии в образовании, промышленности и на транспорте. Омский ГУ путей сообщения, 2014. С. 305—316.

$= \ln(b_p/b)/\ln[(l_0 b)/(l_p b_p)] = 1{,}8$ и $Z_\theta = (\varepsilon_s - \varepsilon_b)/(0{,}5\varepsilon_l) = 2(R_\theta - 1)/(R_\theta + 1) = 0{,}57$; относительное удлинение $\delta_f = 0{,}327$ после разрыва образца длиной $l_0 = 80$ мм; предел прочности $\sigma_в = 344$ Н/мм^2; истинный предел прочности $\sigma_{в\,ис} = \sigma_в(1 + \delta_р) = 411$ Н/мм^2.

Свинцовая бронза БрСу3Н3Ц3С20Ф имеет следующие механические свойства (ГОСТ 1497—84): $E = 75\,500$ Н/мм^2, $\upsilon = 0{,}34$, $\gamma = 9{,}54 \cdot 10^{-9}$ т/мм^3, $\sigma_{0,2} = 225$ Н/мм^2. В паре трения «бронза — стальной инструмент штампа» со смазочным материалом коэффициент трения составляет $\mu = 0{,}01$.

Таким образом, толщина заготовки с учетом верхнего предельного отклонения $s = 1{,}4 + 0{,}25 = 1{,}65$ мм. Длину $l_{заг}$ заготовки предварительно (так как уточняется после CAD/CAE-моделирования и испытания) рассчитываем по средней линии втулки: $l_{заг} = \pi(d_p + s) = 162{,}263$ мм.

Новые способы гибки втулок

Разработано несколько новых способов и конструкций штампов для гибки втулок, которые введены в проекты CAD/CAE-системы. Одна из таких конструкций приведена на рис. 1.

На стандартном (самом распространенном) прессе простого действия данный штамп для гибки втулки работает следующим образом. Заготовку *1* укладывают на правую *3* и левую *4* матрицы. При ходе ползуна пресса вниз пуансон *2*, который через пружину закреплен на ползуне, осуществляет предварительную гибку заготовки с помощью матриц *3—5* и останавливается. При дальнейшем ходе ползуна пружина между пуансоном *2* и ползуном сжимается, ползун с помощью, например, двух клиньев штампа (на рисунке не показаны) перемещает матрицы *3* и *4* навстречу друг другу, которые осуществляют окончательную гибку втулки. При ходе ползуна пресса вверх матрицы *3* и *4* перемещаются на исходные позиции, а пуансон перемещается вверх вместе с отштампованной втулкой. Выталкиватель *6* помогает пуансону вытолкнуть втулку из матрицы *5*. Готовая втулка снимается с пуансона *2* средствами автоматизации штамповки, на матрицы *3* и *4* укладывается следующая заготовка *1*, и гибка этой заготовки *1* повторяется.

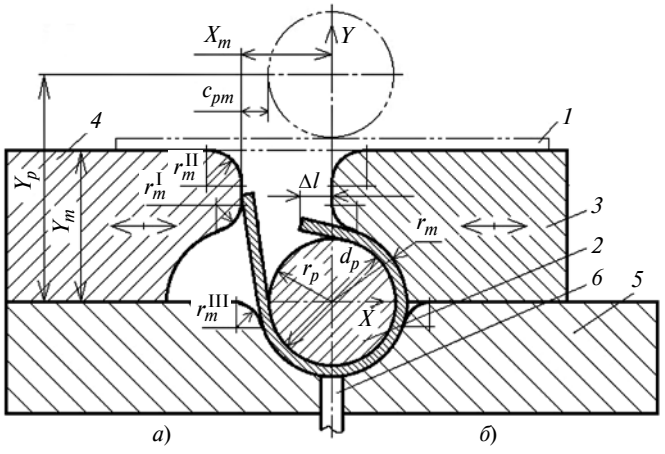


Рис. 1. Схема гибки втулки в штампе при $\Delta l > 0$:
а — окончание хода пуансона; *б* — окончание хода пуансона и матриц; *1* — заготовка; *2* — пуансон; *3* — правая матрица; *4* — левая матрица; *5* — нижняя матрица; *6* — выталкиватель

Размеры штампа: основной радиус матриц *3—5* равен радиусу наружной поверхности втулки: $r_m = r_p + s = 26{,}65$ мм; радиусы скруглений кромок матриц *3—5*: $r'_m = 0{,}3s = 0{,}5$ мм, $r''_m = 3s = 5$ мм, $r'''_m = 0{,}3s = 0{,}5$ мм; высота между центрами радиусов r'_m и r''_m составляет $y_m \approx 3s = 4$ мм; односторонний зазор между пуансоном *2* и матрицами *3* и *4* на этапе предварительной гибки $c_{pm} = 5s = 8{,}25$ мм; ход пуансона вниз $h_p = 62{,}65$ мм; ход правой *3* и левой *4* матриц на этапе окончательной гибки $h_m = 33{,}25$ мм. Ввиду наличия двух плоскостей симметрии в первом проекте CAD/CAE-системы проектировали только четвертые части штампа и заготовки.

Штампуемость заготовки при гибке втулки оценивают экспериментально, на заготовку перед гибкой наносят делительную сетку с начальной ячейкой сетки размером d [1—6]. После гибки в опасных зонах для каждой ячейки сетки с максимальным d_{max} и минимальным d_{min} размерами рассчитывают деформации: $\varepsilon_1 = \varepsilon_\theta = \ln(d_{max}/d)$, $\varepsilon_2 = \varepsilon_b = \ln(d_{min}/d) = \varepsilon_z$, $\varepsilon_3 = \varepsilon_s = -\varepsilon_1 - \varepsilon_2$, $\varepsilon_i = (2/\sqrt{3})\sqrt{\varepsilon_1^2 + \varepsilon_1\varepsilon_2 + \varepsilon_2^2}$, для каждой деформации ε_2 по диаграмме предельных деформаций при гибке (ДПДГ) или диаграмме предельных деформаций (ДПД) $\varepsilon_1 = f(\varepsilon_2)$ определяют предельную деформацию $\varepsilon_1 = \varepsilon_{1\,lim}$, рассчитывают $\varepsilon_{3\,lim} = \varepsilon_{s\,lim} = \ln(s_{lim}/s) = -\varepsilon_{1\,lim} - \varepsilon_2$, $s_{lim} = \exp(\varepsilon_{s\,lim})s$ и предельную интенсивность деформаций $\varepsilon_{i\,lim} = (2/\sqrt{3})\sqrt{\varepsilon_{1\,lim}^2 + \varepsilon_{1\,lim}\varepsilon_2 + \varepsilon_2^2}$. Как правило, данные эксперименты заменяют или совмещают с CAD/CAE-моделированием.

Диаграмму напряжения текучести $\sigma_s = f(\varepsilon_i)$ в результате упрочнения основного материала заготовки (сталь 08пс) с интенсивностью ε_i при штамповке строили по формулам [1—6]: $\sigma_s = \sigma_{0,2} + \sigma_{в\,ис}\varepsilon_i^n$ при $0 \le \varepsilon_i \le \varepsilon_{i\,lim}$ и $n = \ln[1 - \sigma_{0,2}/\sigma_{в\,ис})]/\ln[\ln(1 + \delta_р)]$; $\sigma_s = \sigma_{s\,lim} = \sigma_{0,2} + \sigma_{в\,ис}\varepsilon_{i\,lim}^n = \text{const}$ при $\varepsilon_{i\,lim} < \varepsilon_i \le \varepsilon_{i\,max}$.

В зоне изгиба широкой полосы на ее двух боковых поверхностях напряжение, действующее вдоль

образующей наружной поверхности полосы в направлении ее ширины b, составит $\sigma_z = \sigma_2 = 0$. Если имеется ДПД, то, зная $\varepsilon_{1\ \mathrm{lim}}$ и ε_2 для крайней левой точки ДПД, соответствующей одноосному растяжению образца по ГОСТ 11701—84 или деформированно-напряженному состоянию (ДНС) в двух наружных слоях, прилегающих соответственно к двум боковым поверхностям изгибаемой полосы, можно рассчитать $\varepsilon_{i\ \mathrm{lim}} = (2/\sqrt{3})\sqrt{\varepsilon_{1\ \mathrm{lim}}^2 + \varepsilon_{1\ \mathrm{lim}}\varepsilon_2 + \varepsilon_2^2}$. Так, для стали 08пс имеем: $\varepsilon_{1\ \mathrm{lim}} = 0{,}4$ при $\varepsilon_2 = -0{,}18$ и $\varepsilon_{i\ \mathrm{lim}} = 0{,}401$. Если ДПД нет, то $\varepsilon_{i\ \mathrm{lim}} \approx \ln(1 + \delta_\mathrm{p} + \delta_f)$, для стали 08пс имеем: $\varepsilon_{i\ \mathrm{lim}} \approx 0{,}421$.

В наружных слоях в зоне изгиба на некотором удалении от боковых поверхностей полосы будут соблюдаться условия плоской деформации при $\varepsilon_b = 0$, где $\sigma_z = (\sigma_\theta + \sigma_r)/2 = (\sigma_1 + \sigma_3)/2$. Для стали 08пс в этих слоях по ДПД $\varepsilon_{1\ \mathrm{lim}} = 0{,}23$ при $\varepsilon_2 = 0$ и $\varepsilon_{i\ \mathrm{lim}} = 0{,}266$.

Такая неравномерность ДНС по ширине полосы приводит к тому, что образующая срединной поверхности вблизи боковых поверхностей полосы будет иметь кривизну обратного знака по сравнению с кривизной срединной поверхности в тангенциальном направлении от изгиба полосы пуансоном с радиусом r_p. Прямолинейная образующая будет иметь место лишь на участке плоской деформации, а краевые части полосы изогнутся наружу, т. е. образуется дефект в виде седловидности [3].

Теоретически трещина начнет образовываться в наружных изгибаемых слоях не из середины полосы, а с двух углов от наружной поверхности и двух боковых поверхностей полосы, где наибольшие значения ε_θ и ε_i [1]. Однако начало образования трещины зависит от состояния боковой поверхности заготовки в зоне изгиба перед гибкой. Если боковая поверхность упрочнена и гладкая (блестящий поясок по толщине вырубленной заготовки), то начало образования трещины смещается от боковой поверхности к центру по ширине наружной поверхности заготовки.

Так как CAD/CAE-система, как правило, не останавливает расчет даже при значениях ε_i, превышающих $\varepsilon_{i\ \mathrm{lim}}$, то при построении диаграммы упрочнения окончание ($\varepsilon_{i\ \mathrm{max}}$) числового интервала для ε_i необходимо брать с запасом, например $\varepsilon_{i\ \mathrm{max}} = 2$. Зависимость напряжения σ_s текучести от интенсивности деформаций ε_i для стали 08пс в виде таблицы вводили в CAD/CAE-систему. Для повышения точности на начальных этапах гибки (интенсивное упрочнение) интервалы между значениями ε_i выбирали небольшими, а на конечных этапах (неинтенсивное упрочнение перед разрушением заготовки) интервалы увеличили. Анализ таблицы показал, что если при испытании по ГОСТ 11701—84 в момент начала образования шейки на образце $\varepsilon_i = 0{,}181$ и $\sigma_s = \sigma_{\text{в ис}} = 411$ Н/мм^2, то в момент начала разрушения данного образца или начала образования трещины в двух наружных слоях, прилегающих соответственно к двум боковым поверхностям изгибаемой полосы, $\varepsilon_{i\ \mathrm{lim}} = 0{,}401$ и $\sigma_s = 499$ Н/мм^2. Подобная диаграмма упрочнения приведена в статье [5]. Диаграмма упрочнения бронзового покрытия заготовки при обработке задана аналогично, как для стали 08пс.

Первый проект CAD/CAE-моделирования гибки втулки

На основании теории гибки [1—6] и схемы гибки (см. рис. 1) в CAD/CAE-системе Marc MSC Software смоделирован процесс гибки втулки в штампе аналогично реальной операции на производстве.

И основной металл, и вспомогательный металл заготовки разбили на объемные конечные элементы (КЭ). На начальных этапах обработки заготовки переход КЭ из упругого состояния в пластическое исследовали по теории пластичности на основании уравнения для интенсивности напряжений: $\sigma_i = \sigma_s$ [2, 3]. Так как напряжения определяем по деформациям, то кроме уравнения пластичности в напряжениях использовали более точные уравнения пластичности в деформациях, описанные в работе [6]. При поэтапном нагружении элемент заготовки переходит в пластическое состояние при $\varepsilon_{ie} = \varepsilon_{\mathrm{lim}\ e}$, когда интенсивность упругих деформаций $\varepsilon_{ie} = [\sqrt{2}/3][(\varepsilon_{re} - \varepsilon_{\theta e})^2 + (\varepsilon_{\theta e} - \varepsilon_{ze})^2 + (\varepsilon_{ze} - \varepsilon_{re})^2 + (3/2)(\gamma_{r\theta e}^2 + \gamma_{\theta ze}^2 + \gamma_{zre}^2)]^{1/2}$ достигнет предельного значения: $\varepsilon_{\mathrm{lim}\ e} = \ln(1 + \sigma_{0,2}/E)$.

На рис. 2 (см. обложку) показана последовательность процесса гибки втулки (вид спереди) в первом проекте CAD/CAE-системы: исходное положение заготовки и инструментов; окончание хода пуансона вниз; окончание хода правой матрицы справа налево до плоскости симметрии *YZ*; край заготовки, выступающий за плоскость симметрии *YZ*, и окончание хода правой матрицы слева направо на исходную позицию; окончание хода пуансона вверх вместе с изогнутой втулкой.

На всех этапах процесса обработки заготовки получены ДНС по объему заготовки. Далее опре-

ε_i	0	0,002	0,004	0,008	0,015	0,027	0,070	0,100	0,140	0,181	0,266	0,401	2,000
σ_s	242	259	266	276	289	306	346	367	391	411	450	499	499

деляли штампуемость втулки по коэффициенту C_m использования пластичности и запасу P_m пластичности (m = l, t, s, i, σ, σ_1, F, r, α, h) до разрушения заготовки на основании критериев вероятности образования трещины по параметрам ε_1, ε_s, s_{lim}, ε_i, σ_i, σ_1, F, r_p, α, h_f, обоснованных в статье [1]:

1) $C_l = \varepsilon_1/\varepsilon_{1\,\text{lim}} < C_{l\,\text{lim}}$ и $P_l = (1 - \varepsilon_1/\varepsilon_{1\,\text{lim}})100 > P_{l\,\text{lim}}$;
2) $C_t = \varepsilon_s/\varepsilon_{s\,\text{lim}} < C_{s\,\text{lim}}$ и $P_t = (1 - \varepsilon_s/\varepsilon_{s\,\text{lim}})100 > P_{t\,\text{lim}}$;
3) $C_s = s_{\text{lim}}/s_{\text{min}} < C_{s\,\text{lim}}$ и $P_s = (1 - s_{\text{lim}}/s_{\text{min}})100 > P_{s\,\text{lim}}$;
4) $C_i = \varepsilon_i/\varepsilon_{i\,\text{lim}} < C_{i\,\text{lim}}$ и $P_i = (1 - \varepsilon_i/\varepsilon_{i\,\text{lim}})100 > P_{i\,\text{lim}}$;
5) $C_\sigma = \sigma_i/\sigma_{i\,\text{lim}} < C_{\sigma\,\text{lim}}$ и $P_\sigma = (1 - \sigma_i/\sigma_{i\,\text{lim}})100 > P_{\sigma\,\text{lim}}$;
6) $C_{\sigma 1} = \sigma_1/\sigma_{1\,\text{lim}} < C_{\sigma 1\,\text{lim}}$ и $P_{\text{s1}} = (1 - \sigma_1/\sigma_{1\,\text{lim}})100 > P_{\sigma 1\,\text{lim}}$;
7) $C_F = F/F_{\text{lim}} < C_{F\,\text{lim}}$ и $P_F = (1 - F/F_{\text{lim}})100 > P_{F\,\text{lim}}$;
8) $C_r = r_{p\,\text{min}}/r_p < C_{r\,\text{lim}}$ и $P_r = (1 - r_{p\,\text{min}}/r_p)100 > P_{r\,\text{lim}}$;
9) $C_\alpha = \alpha/\alpha_{\text{lim}} < C_{\alpha\,\text{lim}}$ и $P_\alpha = (1 - \alpha/\alpha_{\text{lim}})100 > P_{\alpha\,\text{lim}}$;
10) $C_h = h_f/h_{f\,\text{lim}} < C_{h\,\text{lim}}$ и $P_h = (1 - h_f/h_{f\,\text{lim}})100 > P_{h\,\text{lim}}$; $C_{m\,\text{lim}} = 1$,

где $h_{f\,\text{lim}}$ — ход инструмента перед образованием трещины на испытуемой заготовке.

Значения $P_{l\,\text{lim}}$, $P_{t\,\text{lim}}$, $P_{s\,\text{lim}}$, $P_{i\,\text{lim}}$, $P_{\sigma\,\text{lim}}$, $P_{\sigma 1\,\text{lim}}$, $P_{F\,\text{lim}}$, $P_{r\,\text{lim}}$, $P_{\alpha\,\text{lim}}$, $P_{h\,\text{lim}}$ рекомендуется задавать равными или больше δ_p. При $P_{m\,\text{lim}} > 2\delta_\text{p}$ в целях экономии можно использовать заготовки из более дешевого материала или меньшей толщины. По данным критериям установлено, что нет опасности образования трещин на заготовке при гибке данной втулки.

На рис. 2, *г* видно, что правый край заготовки после изгиба выступает влево за плоскость *YZ* симметрии на величину Δl относительно расчетной длины заготовки по средней линии втулки. На величину Δl после изгиба будет выступать вправо за плоскость *YZ* и левый край заготовки. При сближении двух матриц эти участки будут надавливать друг на друга, вследствие чего или отштампуется бракованная втулка с большим заусенцем, или разрушится штамп.

Второй проект CAD/CAE-моделирования гибки втулки

Чтобы не получить брак или разрушение штампа, разработан второй проект (рис. 3), в котором величина Δl двух участков уменьшена так, чтобы

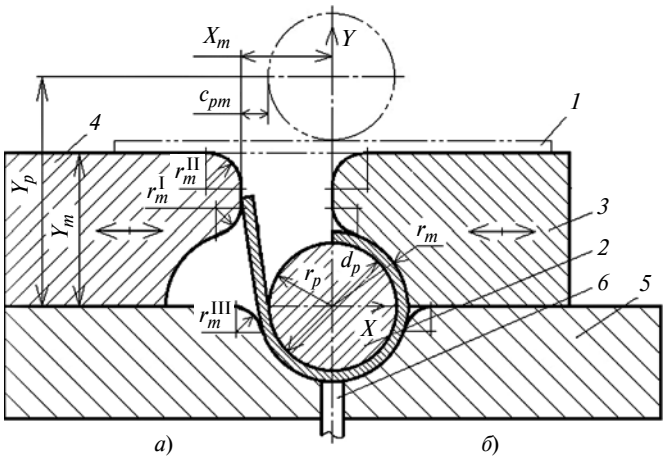


Рис. 3. Схема гибки втулки в штампе при $\Delta l \approx 0$:
а — окончание хода пуансона; *б* — окончание хода пуансона и матриц; *1* — заготовка; *2* — пуансон; *3* — правая матрица; *4* — левая матрица; *5* — нижняя матрица; *6* — выталкиватель

не было большого зазора между краями втулки в сомкнутом положении штампа и при перемещении матриц *3* и *4* навстречу друг другу выступающие участки заготовки воздействовали друг на друга, осуществляя гибку со сжатием, что уменьшит пружинение втулки после гибки. Из условия симметрии передней и задней частей штампа и заготовки в CAD/CAE-системе проектировали только половины штампа и заготовки.

На рис. 4 (см. обложку) показана последовательность гибки втулки (вид спереди): исходное положение заготовки и инструментов; окончание хода пуансона вниз; окончание хода правой матрицы справа налево и хода левой матрицы слева направо до плоскости симметрии *YZ*; два сомкнутых края втулки в штампе в сомкнутом состоянии; окончание хода правой матрицы слева направо и хода левой матрицы справа налево на исходные позиции; окончание хода пуансона вверх вместе с изогнутой и разгруженной втулкой.

Стык краев втулки в штампе в сомкнутом состоянии и втулка в разгруженном состоянии на пуансоне перед удалением со штампа в увеличенном масштабе показаны на рис. 5 (см. обложку). Точность CAD/CAE-моделирования можно повысить увеличением числа КЭ, однако это существенно увеличит время расчета.

Для всех этапов моделирования получены ДНС по объему заготовки. Далее определили штампуемость втулки по коэффициенту C_m использования пластичности и запасу пластичности P_m ($m = l$, t, s, i, σ, σ_1, F, r, α, h) до разрушения заготовки и установили, что нет опасности образования трещин на заготовке при гибке втулки.

При условии полного смыкания двух краев заготовки при гибке втулки с центральным углом $\beta = 360°$ в сомкнутом штампе величину угла $\Delta\alpha$

пружинения втулки после гибки рассчитываем по формуле

$$\Delta\alpha = 2\arcsin\{(x_b/2)/[r_{b,i} + r_{b,o})/2]\} = \\ = 2\arcsin\{(x_b/2)/[(r_p + r_m)/2]\}, \quad (1)$$

где x_b — расстояние по горизонтали (см. рис. 1) между краями втулки по средней линии по толщине втулки, удаленной из штампа и разгруженной от действия инструментов штампа; $r_{b,i}$ и $r_{b,o}$ — внутренний и наружный радиусы втулки.

При неполном смыкании двух краев заготовки при гибке втулки в сомкнутом штампе на центральный угол γ между двумя краями втулки по средней линии по толщине угол γ вычитают из угла $\Delta\alpha$, рассчитанного по формуле (1). Относительный угол $\Delta\alpha'$ пружинения втулки после гибки определяем по формуле

$$\Delta\alpha' = [\Delta\alpha/(\beta - \gamma)]100, \ \%. \quad (2)$$

CAD/CAE-моделированием установлено, что если в первом проекте угол пружинения втулки после гибки составил $\Delta\alpha = 11^\circ$, а по формуле (2) $\Delta\alpha' = 3$ %, то во втором проекте угол пружинения втулки после гибки существенно меньше ($\Delta\alpha = 2^\circ$ или $\Delta\alpha' = 0{,}6$ %). Но и в этом случае имеют место большое пружинение и низкая точность параметров втулки после гибки из-за седловидности.

Третий проект CAD/CAE-моделирования гибки втулки

Для повышения точности штампованной втулки в CAD/CAE-системе был создан третий проект, который отличается от двух предыдущих проектов следующим:

1) две матрицы при перемещении навстречу друг другу не окончательно изогнут заготовку по пуансону, в отличие от предыдущего проекта, а только немного изогнут два края внутрь для удобства работы верхней матрицы (на производстве предварительную гибку можно осуществить с помощью двух небольших пневматических цилиндров, так как для этого требуется небольшая сила);

2) основную гибку заготовки и правку втулки осуществляет верхняя цельная полукруглая матрица;

3) при использовании цельной верхней матрицы заусенцы не образуются.

На прессе простого действия новый штамп для гибки с правкой втулки работает следующим образом. Заготовку *1* (рис. 6) укладывают на правую *3* и левую *4* матрицы. При ходе ползуна пресса вниз пуансон *2*, который через пружину закреплен на ползуне, осуществляет предварительную гибку заготовки с помощью матриц *3—5*. При этом пружина между пуансоном *2* и ползуном сжимается. Параллельно с ходом ползуна штамп с помощью двух пневматических цилиндров (на рисунке не

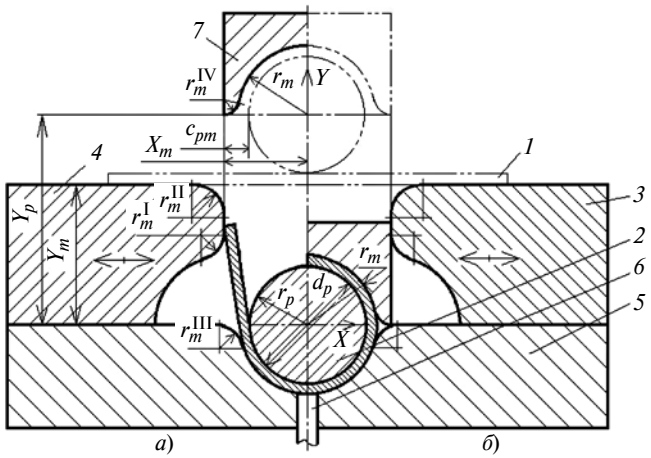


Рис. 6. Схема гибки втулки с правкой в штампе:

а — окончание хода пуансона; *б* — окончание хода пуансона и матриц; *1* — заготовка; *2* — пуансон; *3* — правая матрица; *4* — левая матрица; *5* — нижняя матрица; *6* — выталкиватель; *7* — верхняя матрица

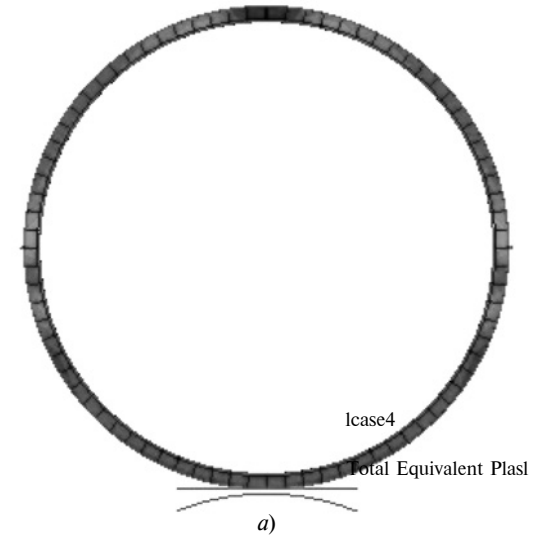
показаны) перемещает матрицы *3* и *4* навстречу друг другу, осуществляется предварительная гибка втулки, далее матрицы возвращаются на исходные позиции. Ход матриц *3* и *4* определяют экспериментально (при отладке штампа) из условия минимального пружинения после окончательной гибки, и чтобы матрицы *3* и *4* не мешали перемещению матрицы *7*. При дальнейшем ходе ползуна верхняя матрица *7*, жестко закрепленная на ползуне, осуществляет окончательную гибку заготовки и правку втулки по пуансону *2* и нижней матрице *5* и останавливается. При ходе ползуна вверх матрица *7* и пуансон *2* перемещаются вверх вместе с отштампованной втулкой. Выталкиватель *6* выталкивает втулку из нижней матрицы *5*, чтобы уменьшить пружинение втулки при подъеме втулки пуансоном *2*. Готовая втулка снимается с пуансона *2* средствами автоматизации, на матрицы *3* и *4* укладывают следующую заготовку *1*, гибка повторяется. Размеры инструментов штампа такие же, как в первых двух проектах, но с дополнением: $r_m^{IV} = 0{,}3s = 0{,}5$ мм, ход матрицы *7* составляет $h_m = 87{,}65$ мм.

На рис. 7 (см. обложку) показана последовательность процесса гибки втулки в CAD/CAE-системе: исходное положение заготовки и инструментов; окончание рабочего хода пуансона вниз; окончание хода правой матрицы справа налево и хода левой матрицы слева направо не доходя до плоскости *YZ* (предварительная гибка); окончание штамповки — правая и левая матрицы на исходных позициях; верхняя матрица осуществила окончательную гибку заготовки и правку втулки и находится в нижнем крайнем положении ползуна пресса; окончание хода верхней матрицы вверх на исходную позицию; окончание хода пуансона вверх вместе с отштампованной втулкой.

На рис. 8 показаны втулка в штампе в сомкнутом состоянии и втулка в разгруженном состоянии на пуансоне перед удалением со штампа.

Для всех этапов моделирования получены ДНС по объему заготовки. Определена штампуемость втулки по коэффициенту C_m использования пластичности и запасу пластичности P_m ($m = l, t, s, i, \sigma, \sigma_1, F, r, \alpha, h$) до разрушения заготовки на основании приведенных выше критериев вероятности образования трещины. Установлено, что нет опасности образования трещин на заготовке при гибке втулки с правкой.

Таким образом, установлено, что если во втором проекте угол пружинения втулки после гибки составил $\Delta\alpha = 2^\circ$ ($\Delta\alpha' = 0{,}6$ %), то в третьем проекте угол пружинения втулки после гибки и правки существенно меньше: $\Delta\alpha = 1^\circ$ ($\Delta\alpha' = 0{,}3$ %). В результате правки втулки ползуном пресса (а не клиньями штампа) уменьшена седловидность втулки и повышена точность размеров. Однако имеют место относительно большое пружинение и низкая точность размеров после гибки и есть необходимость в подборе способа уменьшения пружинения. Известно много данных способов, например, увеличение толщины основного металла заготовки (композита типа биметалла) или гибка втулки с замком, не позволяющим краям втулки расходиться.



а)

б)

Рис. 8. Втулка в штампе в сомкнутом состоянии (*а*) и втулка в разгруженном состоянии на пуансоне (*б*)

Определение деформаций и напряжений в заготовке при обработке, переход КЭ из упругого в пластическое состояние, анализ опасности разрушения заготовки при обработке, пружинение детали, построение графика изменения силы обработки выполняли так же, как и в предыдущих проектах [1—6].

Также был построен график изменения силы штампа при ходе инструментов. Если на этапе предварительной гибки заготовки при ходе пуансона вниз и при ходе двух матриц к оси штампа требуется относительно небольшая сила, то на этапе окончательной гибки заготовки и правки втулки верхней матрицей необходима большая сила, что требует мощного прессового оборудования. Работа, затрачиваемая на данную обработку, определяется площадью под зависимостью силы инструмента от его хода. Такие показатели обработки, как силы и затрачиваемая работа, используют для выбора прессового оборудования, проектирования штампа и оснастки для автоматизации процесса.

Если в результате CAD/CAE-моделирования выявлены вероятность образования трещины, низкая точность размеров из-за седловидности или чрезмерное пружинение втулки после гибки, то в проект CAD/CAE-системы вносят изменения в способ и конструкцию штампа, а моделирование выполняют до тех пор, пока не будут достигнуты заданные параметры втулки.

Моделирование в CAD/CAE-системе значительно сокращает время проектирования и внедрения технологических процессов.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Жарков В. А.** Испытания материалов. Двухугловая гибка с прижимом заготовки // Вестник машиностроения. 2019. № 2. С. 63—69.

2. **Жарков В. А.** Испытания материалов. Двухугловая гибка без прижима заготовки // Вестник машиностроения. 2018. № 10. С. 39—46.

3. **Жарков В. А.** Испытания материалов. V-образная гибка листов и широких полос // Вестник машиностроения. 2018. № 5. С. 44—51.

4. **Жарков В. А.** Испытания материалов. Одноугловая гибка листов и широких полос // Вестник машиностроения. 2018. № 2. С. 41—48.

5. **Жарков В. А.** Моделирование в системе Marc обработки материалов в машиностроении. Ч. 1—7 // Вестник машиностроения. 2012. № 8—12; 2013. № 2, 3.

6. **Жарков В. А.** Испытания материалов // Вестник машиностроения. 2016. № 6, 8; 2017. № 1, 4, 8, 11.

УДК 621.77.014:621.777.4

А. Л. ВОРОНЦОВ, д-р техн. наук (МГТУ им. Н. Э. Баумана), e-mail: mtl3@bmstu.ru

Получение пластической деформацией крупных дисков из цилиндрических заготовок. Часть 4. Исследование деформации выступа кольцевым пуансоном

Получено математическое описание деформации периферийным кольцевым пуансоном выступа, который образуется в результате внедрения центрального пуансона при изготовлении пластической деформацией крупных дисков или дисков из труднодеформируемых материалов. Установлено максимальное усилие в момент завершения деформации. Определен относительный радиус кольцевого пуансона, обеспечивающий равенство сил штамповки центральным и кольцевым пуансонами.

Ключевые слова: пластическая деформация, диск, секционная штамповка, скорость деформации, напряжение, сила деформации.

The mathematical description of the deformation by a peripheral ring punch of a protrusion, which is formed as a result of the indentation of a central punch in the manufacture by plastic deformation of large disks or disks from hard-to-deform materials, is obtained. The maximum force at the time of deformation completion is determined. The relative radius of the ring punch, which ensures the equality of the punching forces by the central and ring punches, is determined.

Keywords: plastic deformation, disk, sectional stamping, strain rate, stress, strain force.

Продолжаем исследования [1—3], применяя разработанные и обоснованные в работах [4—7] методы. Используя расчетную схему, представленную на рис. 10, в которой жесткая зона **2** образуется после окончательного внедрения в заготовку центрального пуансона, определим силу, необходимую для окончательной пластической деформации периферийным кольцевым пуансоном выступа **1**, образовавшегося в результате внедрения центрального пуансона.

Напомним, что в данной серии статей используем сквозную нумерацию рисунков и формул и относительные величины геометрических параметров, отнесенные к радиусу r центрального пуансона.

Возможная осевая скорость определяется выражением (1). Используя выкладки статьи [2], получим выражение (5) для радиальной скорости. Тогда из граничного условия $v_\rho = 0$ при $\rho = 1$ получим:

$$f_1(z) = -\frac{1}{2}\frac{\partial f(z)}{\partial z},$$

следовательно,

$$v_\rho = \frac{1}{2}\frac{\partial f(z)}{\partial z}\left(\rho - \frac{1}{\rho}\right). \qquad (75)$$

Учитывая формулы (1), (9) и (75), находим скорости деформаций:

$$\begin{cases} \xi_z = -\dfrac{\partial f(z)}{\partial z}, \\ \xi_\rho = \dfrac{1}{2}\dfrac{\partial f(z)}{\partial z}\left(1 + \dfrac{1}{\rho^2}\right), \\ \xi_\theta = \dfrac{1}{2}\dfrac{\partial f(z)}{\partial z}\left(1 - \dfrac{1}{\rho^2}\right), \\ \eta_{\rho z} = \dfrac{1}{2}\dfrac{\partial^2 f(z)}{\partial z^2}\left(\rho - \dfrac{1}{\rho}\right). \end{cases} \qquad (76)$$

Так как $\rho \geq 1$, то, сравнив первое и второе выражения системы уравнений (76), получим, что максимальной по абсолютной величине скоростью деформации является ξ_z. Тогда в соответствии с выражением из работы [6] и обоснованиями в работах [8, 9] для максимальной интенсивности скоростей деформации имеем формулу

$$\xi_i = \beta|\xi|_{\max} = \beta\frac{\partial f(z)}{\partial z}. \qquad (77)$$

С учетом формул (48), (77) и четвертого выражения системы уравнений (76) получим:

$$\tau_{\rho z} = \frac{1}{6}\frac{\dfrac{\partial^2 f(z)}{\partial z^2}\left(\rho - \dfrac{1}{\rho}\right)}{\beta\dfrac{\partial f(z)}{\partial z}} = f_2(z)\left(\rho - \frac{1}{\rho}\right). \qquad (78)$$

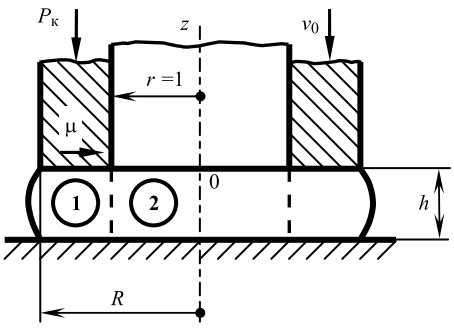


Рис. 10. Расчетная схема окончательной деформации кольцевым пуансоном

Подставив выражение (78) в уравнение равновесия (44), найдем:

$$\sigma_z = -2\int f_2(z)\mathrm{d}z + f(\rho). \qquad (79)$$

Из уравнений (45)—(47) с учетом выражений (76) видно, что наибольшее по алгебраической величине напряжение σ_ρ, а наименьшее — напряжение σ_z. Тогда приближенное условие пластичности имеет вид [6]:

$$\sigma_\rho - \sigma_z = \beta, \qquad (80)$$

откуда

$$\sigma_\rho = \sigma_z + \beta. \qquad (81)$$

Из формул (45), (46) и (76) с учетом выражения (77) имеем:

$$\sigma_\rho - \sigma_\theta = \frac{2}{3\xi_i}(\xi_\rho - \xi_\theta) = \frac{2}{3\beta\rho^2}. \qquad (82)$$

Подставив выражения (79), (81) и (82) в уравнение равновесия (43), получим:

$$\frac{\rho}{\rho^2 - 1}\left[\frac{\partial f(\rho)}{\partial \rho} + \frac{2}{3\beta\rho^3}\right] = -\frac{\partial f_2(z)}{\partial z}. \qquad (83)$$

Так как левая часть данного уравнения зависит только от ρ, а правая часть — только от z, то обе части должны равняться постоянной величине C_5. Тогда

$$f(\rho) = \frac{1}{3\beta\rho^2} + \frac{C_5}{2}\rho^2 - C_5\ln\rho + C_6, \qquad (84)$$

$$f_2(z) = -C_5 z + C_7. \qquad (85)$$

Подставив выражение (85) в формулу (77), найдем касательные напряжения:

$$\tau_{\rho z} = (C_7 - C_5 z)\left(\rho - \frac{1}{\rho}\right). \qquad (86)$$

Из граничных условий: $\tau_{\rho z} = \beta\mu$ при $\rho = R$; $z = 0$ и $\tau_{\rho z} = -\beta\mu$ при $\rho = R$ и $z = h$ находим постоянные в выражении касательного напряжения:

$$\begin{cases} C_5 = \dfrac{2\beta\mu R}{(R^2 - 1)h}, \\ C_7 = \dfrac{\beta\mu R}{R^2 - 1}. \end{cases} \qquad (87)$$

Подставив формулы (83) и (84) в выражение (78), получим:

$$\sigma_z = (C_5 z - 2C_7)z + \frac{1}{3\beta\rho^2} + \frac{C_5}{2}\rho^2 - C_5\ln\rho + C_6. \qquad (88)$$

Подставив формулу (88) в выражение (81) и используя граничное условие $\sigma_\rho = 0$ при $z = h$ и $\rho = R$, находим произвольную постоянную:

$$C_6 = -\beta - \frac{1}{3\beta R^2} - \frac{C_5 R^2}{2} + C_5\ln R. \qquad (89)$$

Тогда окончательно получим:

$$\sigma_z = -\beta + \frac{1}{3\beta}\left(\frac{1}{\rho^2} - \frac{1}{R^2}\right) + (C_5 z - 2C_7)z - \\ - \frac{C_5}{2}\left(R^2 - \rho^2 + 2\ln\frac{\rho}{R}\right). \qquad (90)$$

Подставив в выражение (90) $z = h$, с учетом выражений (87) получим формулу нормальных напряжений на поверхности контакта с верхним инструментом:

$$\sigma_z = -\beta + \frac{1}{3\beta}\left(\frac{1}{\rho^2} - \frac{1}{R^2}\right) - \\ - \frac{\beta\mu R}{h(R^2 - 1)}\left(R^2 - \rho^2 + 2\ln\frac{\rho}{R}\right). \qquad (91)$$

Тогда относительная удельная сила деформации выступа кольцевым пуансоном составит:

$$q = \frac{2\pi}{\pi(R^2 - 1)}\int_1^R |\sigma_z|\rho\mathrm{d}\rho = \beta\left\{1 + \frac{1}{3\beta^2}\left(\frac{1}{R^2} - \frac{2\ln R}{R^2 - 1}\right) + \right. \\ \left. + \frac{\mu R[(R^2 - 3)(R^2 - 1) + 4\ln R]}{2h(R^2 - 1)^2}\right\}. \qquad (92)$$

Так как согласно третьему выражению системы уравнений (76) $\xi_\theta = 0$ при $\rho = 1$, то деформированное состояние на границе зон **1** и **2** является плоским, следовательно, $\beta = 1{,}155$. С учетом этого по всей зоне **1** в расчетах можно принимать среднее значение $\beta = 1{,}1$. Тогда формула (92) примет вид:

$$q = 1{,}1\left\{1 + 0{,}275\left(\frac{1}{R^2} - \frac{2\ln R}{R^2 - 1}\right) + \right. \\ \left. + \frac{\mu R[(R^2 - 3)(R^2 - 1) + 4\ln R]}{2h(R^2 - 1)^2}\right\}. \qquad (93)$$

Из формулы (93) следует, что сила, приходящаяся на относительную площадь кольцевого пуансона, определяется выражением

$$P_к = \pi(R^2 - 1)1{,}1\left\{1 + 0{,}275\left(\frac{1}{R^2} - \frac{2\ln R}{R^2 - 1}\right) + \right. \\ \left. + \frac{\mu R[(R^2 - 3)(R^2 - 1) + 4\ln R]}{2h(R^2 - 1)^2}\right\}. \qquad (94)$$

Приняв для упрощения $R_{\text{П}} = R$ в формуле (74) [3] из численного решения уравнения

$$P_{\text{ц}} = P_{\text{к}}, \qquad (95)$$

[1] получили результаты, представленные в табл. 2.

Выбор коэффициента μ трения показан в работе [10], а также учитывалось, что крупногабаритные диски, как правило, получают горячей деформацией.

Относительное расхождение значений вычисляли по формуле

$$\delta = |(\text{т} - \text{э})/\text{т}|100, \qquad (96)$$

где т — теоретическая (расчетная) величина; э — экспериментальная величина.

В работе [11] указано, что А. В. Алтыкис для обеспечения равенства (95) в диапазоне значений $R/h = 3 \div 9$ рекомендует принимать $R = 1{,}55$, однако эксперименты показали, что данное значение неточно. Например, при $R/h = 3$ и $R = 1{,}55$ Е. И. Семеновым получено $P_{\text{ц}}/P_{\text{к}} = 1{,}2$. В настоящей работе результаты, представленные в табл. 2, указывают на неточность значения $R = 1{,}55$. Если $R/h = 3$, то при $R = 1{,}55$ имеем $h = 0{,}517$. С учетом этого при $\mu = 0{,}5$ по формулам (74) и (94) можно найти: $P_{\text{ц}} = 7{,}535$ и $P_{\text{к}} = 6{,}258$. Следовательно, $P_{\text{ц}}/P_{\text{к}} = 1{,}204$, что совпадает ($\delta = 0{,}3$ %) с вышеуказанным значением из работы [11]. Данные табл. 2 согласуются с экспериментально проверенными выражениями работы [11], которые обеспечивают равенство сил на центральном и кольцевом пуансонах: $R = 1{,}737$ при $R/h = 3$ ($\delta = 6{,}0$ % при $\mu = 0{,}5$, $\delta = 3{,}2$ % при $\mu = 0{,}3$); $R = 1{,}657$ при $R/h = 6$ ($\delta = 4{,}3$ % при $\mu = 0{,}5$, $\delta = 1{,}0$ % при $\mu = 0{,}3$); $R = 1{,}619$ при $R/h = 9$ ($\delta = 2{,}9$ % при $\mu = 0{,}5$, $\delta = 0{,}6$ % при $\mu = 0{,}3$).

Для получения натуральных значений сил по формулам (74) и (94) следует использовать выражения

$$P_{\text{ц.н}} = \sigma_s r^2 P_{\text{ц}}, \qquad (97)$$

$$P_{\text{к.н}} = \sigma_s r^2 P_{\text{к}}, \qquad (98)$$

Таблица 2

Значения радиуса *R* пуансона, обеспечивающие равенство сил штамповки центральным и кольцевым пуансонами при разном коэффициенте μ

R/h	μ	
	0,5	0,3
2	1,691	1,733
3	1,638	1,683
4	1,613	1,660
5	1,598	1,648
6	1,588	1,640
7	1,582	1,635
8	1,577	1,632
9	1,573	1,630
10	1,571	1,628

где r — натуральный радиус центрального пуансона; σ_s — среднее по очагу пластической деформации напряжение текучести деформируемого материала, в качестве которого при горячей деформации следует принимать предел текучести при температуре штамповки.

При холодной деформации для определения σ_s целесообразно пользоваться рекомендациями работ [12, 13].

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Воронцов А. Л.** Получение пластической деформацией крупных дисков из цилиндрических заготовок. Ч. 1. Постановка задачи // Вестник машиностроения. 2019. № 3. С. 61—63.

2. **Воронцов А. Л.** Получение пластической деформацией крупных дисков из цилиндрических заготовок. Ч. 2. Исследование внедрения центрального пуансона на стадии образования вогнутости // Вестник машиностроения. 2019. № 4. С. 54—57.

3. **Воронцов А. Л.** Получение пластической деформацией крупных дисков из цилиндрических заготовок. Ч. 3. Исследование окончательной стадии внедрения центрального пуансона // Вестник машиностроения. 2019. № 5. С. 49—52.

4. **Воронцов А. Л.** Анализ кинематического, напряженного и деформированного состояний заготовки при вдавливании цилиндрического пуансона в полупространство // Вестник машиностроения. 1998. № 7. С. 44—47.

5. **Воронцов А. Л.** Новый метод решения сложных вариационных задач на примере описания формоизменения заготовки при прошивке // КШП. Обработка материалов давлением. 2009. № 10. С. 3—8.

6. **Воронцов А. Л.** Теория и расчеты процессов обработки металлов давлением. Т. 1. М.: МГТУ им. Н. Э. Баумана. 2014. 396 с.

7. **Воронцов А. Л.** Теория и расчеты процессов обработки металлов давлением. Т. 2. М.: МГТУ им. Н. Э. Баумана. 2014. 441 с.

8. **Воронцов А. Л.** Некоторые проблемы механики деформируемого твердого тела и ее технологических приложений. 7. Осесимметричная задача теории пластичности. Напряженное и кинематическое состояния при осадке цилиндрической заготовки с трением на торцах. Метод баланса работ. Ч. 1 // Производство проката. 2010. № 9. С. 2—13.

9. **Воронцов А. Л.** Некоторые проблемы механики деформируемого твердого тела и ее технологических приложений. 7. Осесимметричная задача теории пластичности. Напряженное и кинематическое состояния при осадке цилиндрической заготовки с трением на торцах. Метод баланса работ. Ч. 2 // Производство проката. 2010. № 10. С. 2—14.

10. **Дмитриев А. М., Воронцов А. Л.** Выбор коэффициентов трения для расчета технологических параметров штамповки выдавливанием // КШП. Обработка материалов давлением. 2004. № 1. С. 23—26.

11. **Семенов Е. И.** Ковка и объемная штамповка. М.: Высшая школа. 1972. 352 с.

12. **Воронцов А. Л.** Методические указания по аппроксимации кривых упрочнения // Производство проката. 2001. № 3. С. 21—25.

13. **Дмитриев А. М., Воронцов А. Л.** Аппроксимация кривых упрочнения металлов // КШП. Обработка материалов давлением. 2002. № 6. С. 16—22.

УДК 621.793.72

Г. Г. ВИНОКУРОВ, Н. Ф. СТРУЧКОВ, кандидаты технических наук, А. М. БОЛЬШАКОВ, д-р техн. наук
(Институт физико-технических проблем Севера им. В. П. Ларионова СО РАН, г. Якутск),
e-mail: g.g.vinokurov@iptpn.ysn.ru

Формирование пористости в слоистой структуре износостойких модифицированных порошковых покрытий

Проведены исследования открытой пористости и анализ макроструктуры износостойких модифицированных покрытий. Предложен статистический метод описания процесса формирования пористости слоистой структуры порошкового покрытия. Построена матрица переходных вероятностей для однородной марковской цепи. Выполнены расчеты пористости покрытия на гладкой подложке.

Ключевые слова: порошковое покрытие, пористость, гидростатическое взвешивание, макроструктура, статистическое моделирование, марковские цепи, распределение.

Open porosity studies and analysis of the macro structure of wear-resistant modified coatings are carried out. The statistical method is proposed for describing the process of porosity forming of a layered structure of a powder coating. The matrix of transition probabilities is constructed for a homogeneous Markov chain. The calculations of the coating porosity on a smooth substrate are performed.

Keywords: powder coating, porosity, hydrostatic weighing, macrostructure, statistical modeling, Markov chains, distribution.

Для упрочнения и восстановления деталей широко применяют газотермическое напыление порошковых материалов, которое заключается в быстром ($10^{-3}\div10^{-5}$ с) высокотемпературном (до температуры плавления) нагревании порошкового материала с последующим охлаждением на поверхности детали, в результате чего порошковое покрытие имеет неоднородное слоистое строение и пористость [1—3].

Эффективность пористого защитного покрытия при эксплуатации зависит от назначения детали. Агрессивные газы и жидкости могут проникать в открытые поры и доходить до основного материала, ускоряя коррозионные процессы, что снижает эффективность антикоррозионных покрытий. Высокая пористость ухудшает прочность и твердость покрытия, т. е. его износостойкость. Однако при трении скольжения смазочный материал, заполняющий мелкие поры покрытия, равномерно распределяется по поверхностям трения, что снижает коэффициент трения и интенсивность изнашивания контактирующих поверхностей.

Разнообразие видов пор и механизмов их образования, а также широкий диапазон размеров пор обеспечивают возможность управлять физико-механическими и трибологическими свойствами покрытий. Поэтому исследования пористости газотермических покрытий с учетом их состава и режимов нанесения имеют практическое применение. Для измерения пористости порошковых материалов применяют гидростатическое взвешивание [4—8], основным достоинством которого является простота и доступность испытательного оборудования.

Формирование пористости порошкового покрытия при напылении — сложный и многофакторный процесс. При газотермическом напылении покрытие формируется из отдельных расплавленных и оплавленных частиц порошкового материала. Частицы, ударяясь с высокой скоростью о поверхность, диспергируются, деформируются, охлаждаются и застывают, образуя защитное покрытие. Многочисленные физико-механические процессы при диспергировании, охлаждении и затвердевании частиц, их взаимодействие с высокотемпературной газовой средой влияют на формирование структуры и свойств покрытия.

Для описания случайного строения порошкового покрытия введено понятие макроструктуры, которая состоит из застывших порошковых частиц и пор между ними. При этом основной характеристикой макроструктуры порошковых покрытий является их пористость, т. е. размеры пор, которые варьируются в очень широком диапазоне от 10^{-8} до 10^{-4} м [2].

Большое значение имеют статистические закономерности, описывающие дискретное слоистое случайное строение порошковых покрытий, формируемое при их нанесении. Ввиду диспергирования расплавленных частиц на неровностях поверхности для установления законов формирования макроструктуры покрытия наибольший интерес вызывает изучение открытой пористости.

В настоящее время для описания случайной макроструктуры порошковых покрытий и материалов широко используют статистические модели, которые постоянно совершенствуются. Статистическое моделирование позволяет описывать основные законы формирования макроструктуры порошковых материалов, получаемых напылением, прессованием, спеканием и др. [9—11]. Актуальным является развитие предложенного в работе [12] статистического подхода к описанию формирования макроструктуры порошковых покрытий на основа-

нии теории случайных процессов с учетом особенностей их макроструктуры.

Цель настоящей работы — анализ открытой пористости и макроструктуры износостойких модифицированных покрытий для разработки статистического описания формирования пористых покрытий.

Материалы и методика экспериментальных исследований

Исследовали износостойкие покрытия, полученные электродуговой металлизацией порошковой проволоки с тугоплавкими добавками корунда (Al_2O_3) (разработка Института физико-технических проблем Севера им. В. П. Ларионова) [13]. Также исследовали покрытия из опытных порошковых проволок с добавками вольфрама (W) и тантала (Ta) и оплавленные газопламенные покрытия с ультрадисперсными модифицирующими добавками шпинелей кобальта (Co) и меди (Cu).

Проволока, содержащая тугоплавкий оксид Al_2O_3, состоит из стальной оболочки с шихтой из смеси порошков феррохрома и оксида алюминия следующего состава: 0,47÷0,51 % (по массе) углерода; 2÷4 % хрома; 10÷15 % оксида алюминия; остальное железо. Диаметр порошковой проволоки — 2 мм; начальный коэффициент заполнения составляет 0,35÷0,4. Покрытия с тугоплавкими добавками корунда наносили на промышленной установке электродуговой металлизации ЭДУ-500 (Веха-1) на разных режимах (табл. 1).

В порошковых проволоках с модифицирующими добавками вольфрама и тантала содержание модификаторов в шихте составляло: W — 0,1; 0,3 и 1 %, Ta — 0,1; 0,3; 1 %; основа порошкового материала шихты — промышленный порошок ПГСР-4 системы Ni—Cr—B—Si; диаметр проволоки — 1,92 мм. Покрытия с модифицирующими добавками вольфрама и тантала наносили и на установке ЭДУ-500; режим нанесения: сила тока дуги 200÷220 А; напряжение 38÷40 В; дистанция напыления 150÷180 мм; толщина покрытий 0,8÷1,2 мм.

Таблица 1

Режимы электродуговой металлизации покрытий с тугоплавкими добавками корунда

Режим	*U*, В	*I*, А	*L*, мм
1 2 3	30 35 40	280÷300	130

Таблица 2

Пористости газотермических покрытий при разном содержании модифицирующих добавок или разных режимах их нанесения, %

Модификатор								
Al_2O_3 при режиме			W, %			Ta, %		
1	2	3	0,1	0,3	1	0,1	0,3	1
3,02	1,64	1,97	4,87	8,67	7,48	7,85	5,94	6,73

Для измерений изготовили цилиндрические и прямоугольные образцы с порошковыми покрытиями. Открытую пористость газотермических покрытий определяли гидростатическим взвешиванием (ГОСТ 9.304—87) [4]. При этом основным фактором, определяющим точность метода, является степень насыщения открытых пор покрытия рабочей жидкостью. В качестве пропитывающей жидкости использовали керосин, обладающий высокой проникающей способностью, что позволило исключить дополнительные операции пропитки, что необходимо при применении других жидкостей [4—8]. Взвешивание образцов на воздухе и в жидкой среде выполняли на электронных весах (точность до 0,0001 г).

Определение пористости газотермических покрытий гидростатическим методом заключается в определении массы m образца с покрытием в сухом состоянии, пропитка образца с покрытием в керосине в течение суток, определение массы m_2 пропитанного образца с покрытием на воздухе, определение массы m_1 пропитанного образца с покрытием в жидкости.

Открытую пористость рассчитывали по формуле (ГОСТ 9.304—87) [4]:

$$П_{от} = \frac{(m_2 - m)\rho_0}{(m_2 - m_1)\rho_0 - m_0\rho_ж} 100,$$

где m_0 — масса подложки; ρ_0 — плотность подложки (стали); $\rho_ж$ — плотность пропитывающей жидкости (керосина).

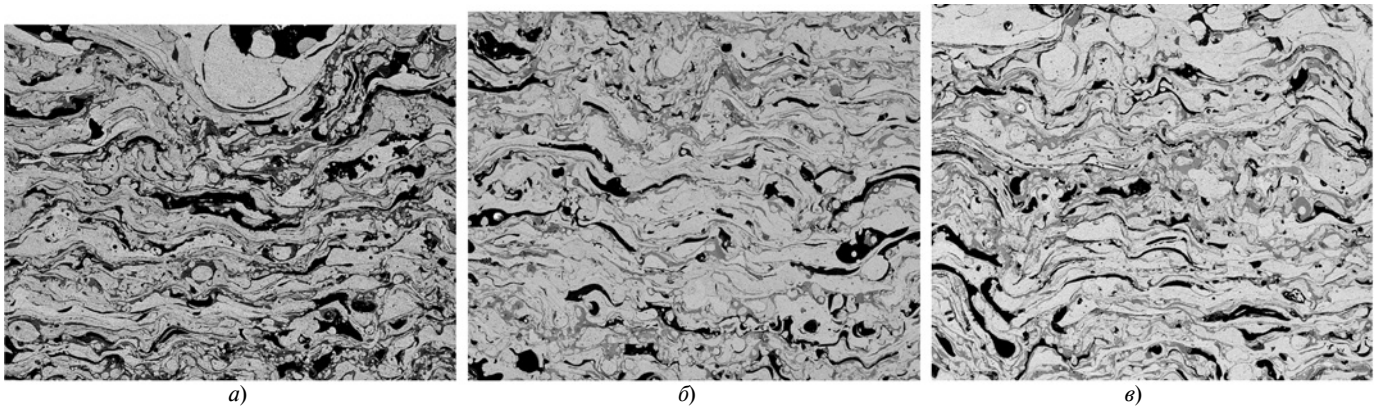
Массу подложки можно найти расчетом по объему с учетом плотности стали или взвешиванием подложки после удаления покрытия.

Анализ макроструктуры износостойких порошковых покрытий проводили на металлографических микроскопах Neophot-32, Stemi 2000-C и Axio ObserverD1m.

Открытая пористость и макроструктура порошковых модифицированных покрытий

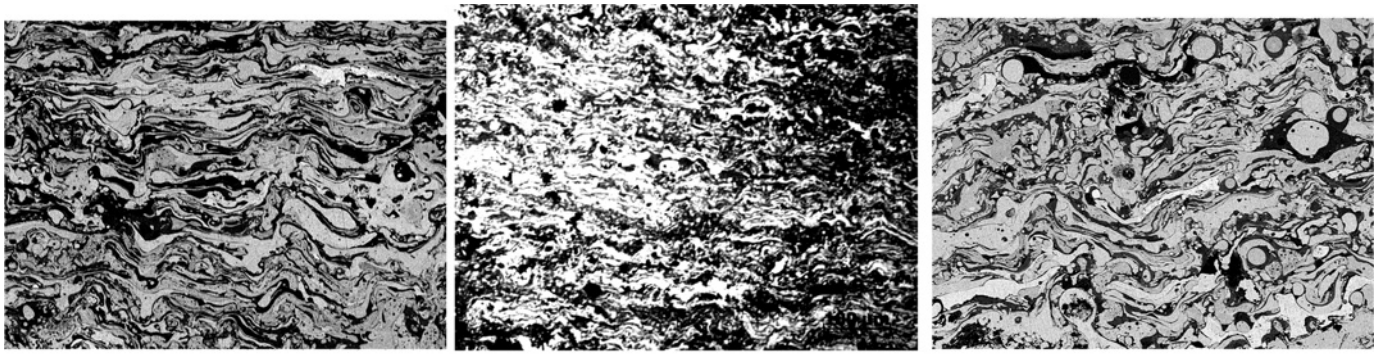
В табл. 2 приведены пористости П газотермических покрытий с модифицирующими добавками корунда, тантала и вольфрама.

Экспериментальные исследования показали, что наименьшая (1,64 %) открытая пористость наблюдается у покрытия с корундом, полученного на режиме 2. При незначительном снижении напряжения дуги (U = 30 В) открытая пористость покрытия повышается в 2 раза, повышение напряжения до 40 В повышает пористость на 2 %, т. е. пористость покрытия изменяется даже при небольших изменениях режима его получения.



а) *б*) *в*)

Рис. 1. Макроструктуры покрытий с тугоплавкой добавкой Al_2O_3, полученных на режимах 1 (*а*), 2 (*б*), 3 (*в*) (см. табл. 1)



а) *б*) *в*)

Рис. 2. Макроструктуры покрытий с модифицирующими добавками:
а — 1 % W; *б* — 1 % Ta; *в* — 0,1 % Ta

Установлено, что при повышении содержания таких модифицирующих добавок, как вольфрам и тантал, в диапазоне 0,1÷1 % пористость покрытий изменяется не пропорционально (см. табл. 2).

Покрытия с ультрадисперсными добавками из шпинелей кобальта ($CoAl_2O_4$) и меди ($CuAl_2O_4$) подвергали оплавлению с помощью газовой горелки и далее в термической печи. После оплавления поры практически отсутствовали. Гидростатическое взвешивание (точность способа 0,1 %) показало отсутствие открытой пористости оплавленных покрытий [4, 5].

При создании покрытия из порошкового материала пористость формируется вследствие разбрызгивания, неполного расплавления и неплотной упаковки отдельных частиц порошка.

На рис. 1 представлены макроструктуры покрытий с добавками Al_2O_3, полученные на разных режимах электродуговой металлизации (см. табл. 1). Модифицирующие добавки корунда являются тугоплавкими, их температура плавления 2050 °С. Поэтому в процессе электродуговой металлизации частицы корунда (особенно крупные) расплавляются только частично.

Во всех покрытиях наблюдаются оксидные пленки и поры на границах деформированных частиц (сплэтов), а также поры неправильной формы на границах нескольких частиц, сформированные вследствие их неплотной укладки. Высокая пористость покрытия, полученного на режиме 1 (см. табл. 1), обусловлена большими размерами пор сложной формы (см. рис. 1, *а*). Подобие пористости покрытий, полученных на режимах 2 и 3, объясняется схожестью их структур (рис. 1, *б*, *в*). Формирование пор очень разных размеров по всему объему покрытия способствует образованию открытой пористости [2].

На рис. 2 приведены микроструктуры покрытий с модифицирующими добавками W и Ta, которые характеризуются неоднородной слоистой структурой из наложенных друг на друга расплавленных частиц порошковой проволоки с прослойками оксидных пленок между ними. Поры, как и в случае покрытия с добавками корунда (см. рис. 1), образуются на границах и стыках наложенных расплавленных и оплавленных частиц.

Статистическое описание формирования пористости в порошковых покрытиях

Металлографический анализ показал, что порошковые покрытия имеют слоистое строение (см. рис. 1, 2).

Для построения математической модели формирования покрытия принимаем следующее:

локальная пористость слоя покрытия является случайной функцией от нахождения слоя (нумерация слоев начинается от основного материала);

изменение локальной пористости слоев описывается простой марковской цепью.

Слоистое строение покрытия существенно упрощает разработку статистического описания формирования пористой структуры на основании теории простых марковских цепей.

Это обусловлено следующим:

теория простых марковских цепей позволяет описать пористость порошковой среды, которая изменяется в конечном интервале [0; 1] (или от 0 до 100 %), т. е. предполагаются и задаются конечные векторы распределения локальной пористости слоев для простой марковской цепи;

в данной модели нумерация слоев начинается от подложки (слой подложки $n = 0$);

номер слоя порошкового покрытия имеет неотрицательные целочисленные значения, что позволяет интерпретировать n как степени матрицы переходных вероятностей марковских цепей.

Введем обозначения дискретных случайных величин пористости слоев покрытия: $\Pi_i = 0$, $\Delta\Pi$, $2\Delta\Pi$, ..., $1-2\Delta\Pi$, $1-\Delta\Pi$, 1. Пусть начальное распределение пористости (первый слой находится непосредственно на подложке) задается вектором строки с элементами $F_0(\Pi_i) \equiv F(\Pi_i, n = 0)$ с условием нормирования:

$$\sum_{\Pi_i = 0}^{1} F_0(\Pi_i) = 1. \qquad (1)$$

Распределение пористости $F(\Pi, n)$ в n-м слое задается произведением вектора строки начального распределения на n-ю степень матрицы [14, 15]:

$$F(\Pi, n) = F_0(\Pi)A^n, \qquad (2)$$

где A — матрица переходных вероятностей; $n = 0, 1, 2, \ldots$.

Зададим матрицу переходных вероятностей (табл. 3). Матрицы переходных вероятностей A — квадратные; элементы строк также удовлетворяют условию нормирования (1); p — равная вероятность увеличения или уменьшения пористости.

Таблица 3

Матрица переходных вероятностей простой марковской цепи

Пористость	0	$\Delta\Pi$	$2\Delta\Pi$	$3\Delta\Pi$	$4\Delta\Pi$	...	$1-2\Delta\Pi$	$1-\Delta\Pi$	1
0	1-p	p	0	0	0		0	0	0
$\Delta\Pi$	p	1-2p	P	0	0		0	0	0
$2\Delta\Pi$	0	P	1-2p	p	0		0	0	0
$3\Delta\Pi$	0	0	P	1-2p	P		0	0	0
:									
$1-\Delta\Pi$	0	0	0	0	0		P	1-2p	p
1	0	0	0	0	0		0	P	1-p

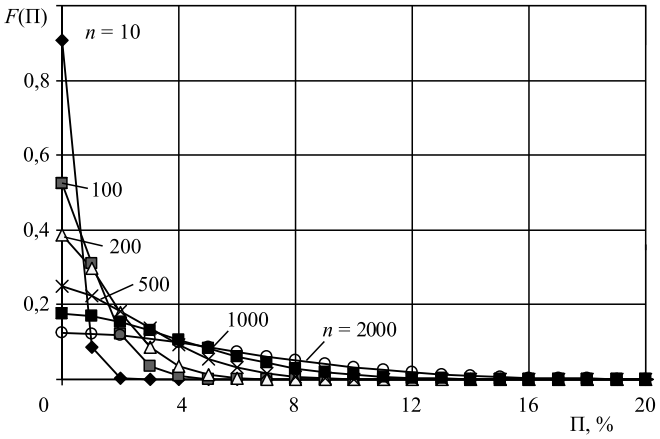


Рис. 3. Функции $F(\Pi)$ распределения пористостей П покрытий на гладкой подложке для разных слоев (n — номер слоя) при p = 0,01

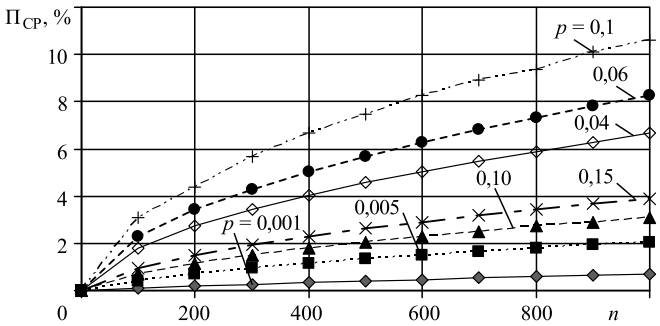


Рис. 4. Математические ожидания пористости $\Pi_{ср}$ в зависимости от номера n слоя при разной вероятности p (матрица 101×101)

Распределения пористости слоев по формуле (2) вычислены в MathCad. Расчеты проведены при следующих параметрах: матрицы переходных вероятностей A выбраны с размерами до 101 × 101 (с учетом интервала пористости в процентах); степени матрицы рассчитаны до $n = 3000$, что соответствует возможному максимальному числу слоев.

Расчеты пористости покрытий проведены для гладкой подложки, так как в этом случае обеспечивается более равномерное растекание расплава частиц [2] и при газотермическом напылении вблизи гладкой подложки практически достигается плотность сплошного материала. Поэтому начальное распределение (1) можно задать вектором $F_0(\Pi) = (1, 0, 0, 0, \ldots, 0)$ — пористость первого слоя отсутствует.

Функция $F_0(\Pi)$ распределения пористостей с увеличением номера n слоя становится более плавной (рис. 3), максимумы функций снижаются, интервал распределения пористости слоя увеличивается до ≈15 %. Это согласуется с экспериментальными данными по пористости газотермических покрытий [1—3, 5].

На рис. 4 приведены кривые математического ожидания случайной пористости П, которые харак-

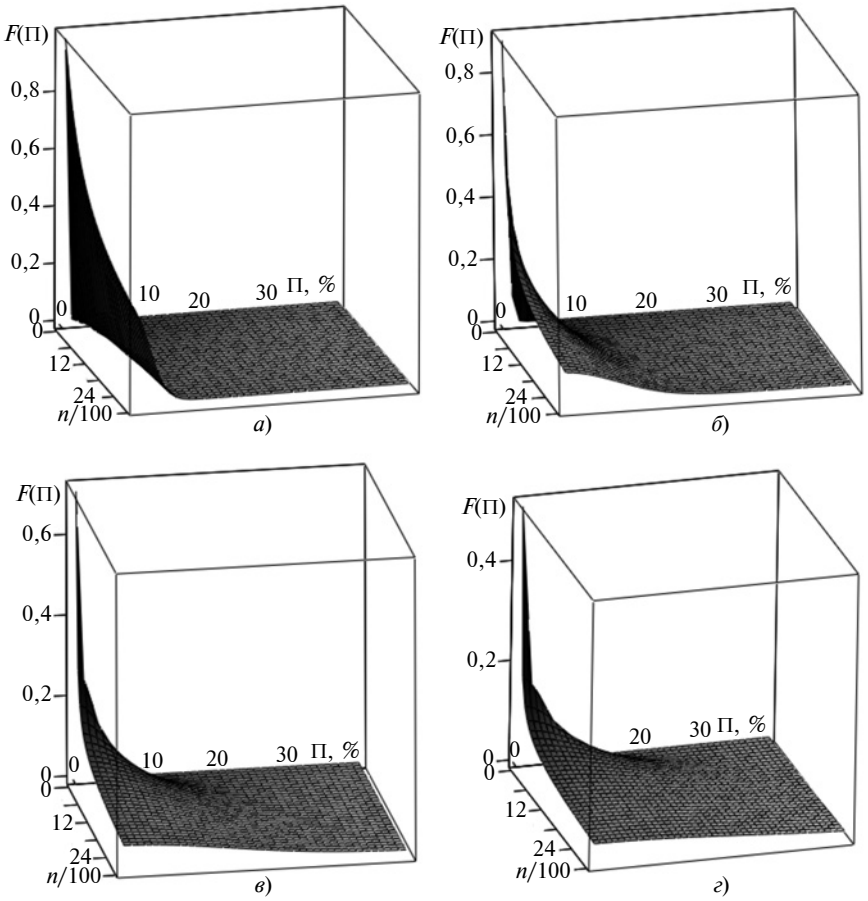


Рис. 5. Функции *F*(П) распределения пористостей П покрытий на гладкой подложке по слоям (*n*) при вероятностях p = 0,001 (*а*); 0,01 (*б*); 0,04 (*в*); 0,1 (*г*) (матрица 101×101)

теризуют среднюю пористость $П_{ср}$ фиксированного слоя покрытия на гладкой подложке. Расчеты проведены по формуле математического ожидания для распределения (2) при разной вероятности p. Как и ожидалось, вблизи гладкой подложки средняя пористость покрытия близка к нулю. Пористости последующих слоев повышаются и в направлении от гладкой подложки, и от повышения вероятности p: $П_{ср} = 0 \div 1$ % при p = 0,001, $П_{ср} = 0 \div 11$ % при p = 0,1.

Для оценки распределения пористостей слоя покрытия на гладкой подложке проведены расчеты для разных вероятностей p = 0,1÷0,001 (рис. 5). При повышении вероятности p распределение пористости становится равномернее. Кроме того, в соответствии с предельной теоремой Муавра—Лапласа [14, 15] при большом номере слоя наблюдается формирование нормального распределения пористости.

Таким образом, установлено, что пористость газотермического покрытия существенно зависит от режима его нанесения. Покрытия, полученные из порошкового материала, имеют слоистое строение. Наименьшую открытую пористость обеспечивает покрытие с корундом. После оплавления покрытий с ультрадисперсными добавками из шпинелей их микроструктура становится однородной и практически не содержит открытой пористости.

Пористости макроструктуры покрытий описываются простой марковской цепью. Показано, что распределение пористости по слоям макроструктуры при удалении от гладкой подложки увеличивается до ≈15 %.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Хасуи А., Моригаки О.** Наплавка и напыление. М.: Машиностроение, 1985. 240 с.
2. **Нанесение** покрытий плазмой / В. В. Кудинов, П. Ю. Пекшев, В. Е. Белащенко и др. М.: Наука, 1990. 408 с.
3. **Бороненков В. Н., Коробов Ю. С.** Основы дуговой металлизации. Физико-химические закономерности. Екатеринбург: Уральский ГУ, 2012. 268 с.
4. **ГОСТ 9.304—87.** Покрытия газотермические. Общие требования и методы контроля. М.: Изд-во стандартов, 1988. 10 с.
5. **Определение** пористости газотермических покрытий / Э. Х. Исакаев, В. Б. Мордынский, Н. Б. Подымова и др. // Физика и химия обработки материалов. 2010. № 5. С. 71—77.
6. **Методы** исследований материалов: Структура, свойства и процессы нанесения неорганических покрытий / Л. И. Тушинский, А. В. Плохов, А. О. Токарев, В. И. Синдеев. М.: Мир, 2004. 384 с.
7. **Рогожкин В. М., Акимова Л. В., Смирнов Ю. В.** Определение пористости напыленных покрытий методом гидростатического взвешивания // Порошковая металлургия. 1980. № 9 (213). С. 42—46.
8. **Газотермическое** напыление / Под ред. Л. Х. Балдаева. М.: Маркет ДС, 2007. 344 с.
9. **Исследование** плотностных характеристик трехмерных стохастических упаковок сферических частиц с использованием компьютерной модели / Е. Ю. Нурканов, Р. М. Кадушников, И. Г. Каменин и др. // Порошковая металлургия. № 5, 6. 2001. С. 34—42.
10. **Дик И. Г., Дьяченко Е. Н., Миньков Л. Л.** Моделирование случайной упаковки шаров // Физическая мезомеханика. 2006. 9. № 4. С. 63—69.
11. **Гнедовец А. Г., Калита В. И.** Модель формирования макроструктуры покрытий при плазменном напылении // Физика и химия обработки материалов. 2007. № 1. С. 30—39.
12. **Vinokurov G., Popov O.** Statistical approashes to describe the macrostructure formation and wear of powder coatings and materials obtained by high-energy metods. M.: Academia Publishers, 2013. 160 p.
13. **Пат. 2048273 Рос. Федерации:** МПК B22F5/00, C22C1/06. Порошковая проволока для получения покрытий.
14. **Тихонов В. И., Миронов М. А.** Марковские процессы. М.: Советское радио, 1977. 489 с.
15. **Рытов С. В.** Введение в статистическую радиофизику. М.: Наука, 1966. 404 с.

УДК 621.923.5

А. М. ГАФАРОВ, З. З. ШАРИФОВ, доктора технических наук (Азербайджанская морская Академия, г. Баку),
В. А. ГАФАРОВ, д-р философии по технике (Азербайджанская Государственная Нефтяная Компания, г. Баку),
e-mail: aydin.qafarov@hotmail.com

Исследование микротвердости поверхностей деталей, обработанных асимметрично-безотрывочной притиркой

Для повышения износостойкости высокоточных деталей судовых машин и механизмов разработана новая технология — асимметрично-безотрывочная притирка. Исследованы влияние основных ее параметров на микротвердость поверхностного слоя и их оптимальные значения, обеспечивающие максимальную микротвердость поверхности.

Ключевые слова: асимметрично-безотрывочная притирка, микротвердость, поверхностный слой, износостойкость, деталь, долговечность.

To improve the wear resistance of high-precision parts of ship machinery and mechanisms, a new technology is developed — asymmetrically-splinter-free lapping. The influence of its general parameters on the microhardness of the surface layer and their optimal values, ensuring the maximum microhardness of the surface, are studied.

Keywords: asymmetrically-splinter-free lapping, microhardness, surface layer, wear resistance, part, durability.

Надежность и долговечность судовых машин и механизмов определяются в значительной степени износостойкостью поверхностей трения ответственных высокоточных деталей. Для повышения износостойкости деталей наряду с использованием высококачественных материалов с повышенной сопротивляемостью разрушению большое значение имеют показатели качества обработанных поверхностей, в частности их микротвердость [1—5].

Как и шероховатость, направление неровностей, величина и знак остаточных напряжений, оптимальная микротвердость поверхности способствует повышению износостойкости поверхностных слоев, усталостной прочности, снижению действия температурных и механических деформаций, влияния абразивных и кислотных сред, влаги, соли и других веществ, приводящих к разным видам разрушения деталей [1, 3, 5—7]. Поэтому для обеспечения требуемой микротвердости необходимо изучать физические основы формирования микротвердости поверхностного слоя и разрабатывать новые технологии финишной обработки для повышения усталостной прочности деталей.

В данной работе рассматриваются некоторые аспекты влияния разных технологических параметров разработанного процесса — асимметрично-безотрывочной притирки — на микротвердость поверхностного слоя деталей.

Особенностью такой притирки является то, что рабочая часть притира состоит из отдельных элементов, которые при помощи специального устройства поочередно и беспрерывно вводятся в зону обработки. Элементы притира в процессе обработки периодически обновляются, очищаются от продуктов обработки и заполняются новыми порциями притирочных паст, что позволяет вести стабильную обработку поверхностей деталей.

Для исследования микротвердости поверхностного слоя использовали метод "косого среза". Эксперименты проводили на образцах из стали 40Х с наружным (∅55 мм) и внутренним (∅45 мм) диаметрами, длиной l = 305 мм. Точность поверхностей образцов соответствовала 7—8-му квалитетам. Образцы обрабатывали на модернизированном хонинговальном станке 3М82 с использованием специального асимметрично-безотрывочного притира. Рабочую часть притира выполняли из стали Ст3 и чугуна с перлитно-ферритной структурой. В экспериментах использовали притирочные пасты ДМ 40-С, ДМ 25 с, ДМ-С, ДМ 14-С, ДМ10-С, ДМ 7-С.

Влияние основных параметров процесса притирки на микротвердость поверхностного слоя исследовали с применением ортогонального планирования второго порядка [1]. Параметры процесса варьировались на пяти уровнях. Воспроизводимость опытов и значимость коэффициентов уравнений регрессии проверяли соответственно по критериям Кохрена и Стьюдента.

В результате расчетов для кодированных значений факторов получили математическую модель влияния возвратно-поступательной $V_{вп}$ и вращательной $V_{ок}$ скоростей, удельного давления $P_{уд}$, зернистости З притирочных паст, времени T обработки на микротвердость H поверхностного слоя:

$$\hat{y}_H = 8114{,}21 - 186{,}42x_1 - 257{,}37x_2 - 200{,}17x_3 - 183{,}81x_4 + 131{,}13x_5 - 82{,}32x_1x_2 - 72{,}86x_1x_3 - 71{,}44x_1x_4 + 92{,}16x_1x_5 - 76{,}81x_2x_3 - 89{,}21x_2x_4 + 98{,}12x_2x_5 - 93{,}14x_3x_4 + 99{,}18x_3x_5 + 98{,}51x_4x_5 + 48{,}76x_1^2 - 201{,}11x_2^2 + 69{,}53x_3^2 + 67{,}16x_4^2 + 62{,}21x_5^2. \quad (1)$$

Проверка по критерию Фишера показала адекватность модели (1) для уровня значимости $\alpha = 0{,}05$. После соответствующих преобразований уравнения (1) для натуральных значений факторов получили:

$$H = 8522{,}24 - 998{,}44V_{вп} - 884{,}04V_{ок} - 5{,}14P_{уд} - 2{,}64\,З - 22{,}34T - 8524{,}12V_{вп}V_{ок} -$$

$$- 39{,}56 V_{вп} P_{уд} - 152{,}27 V_{вп} З + 31{,}23 V_{вп} T - $$
$$- 19{,}21 V_{ок} P_{уд} - 68{,}28 V_{ок} З - 73{,}24 V_{ок} T -$$
$$- 1{,}14 P_{уд} З + 1{,}24 P_{уд} T + 1{,}433 T + 987{,}44 V_{вп}^2 -$$
$$- 8723{,}24 V_{ок}^2 + 1{,}21 P_{уд}^2 + 1{,}12 З^2 + 1{,}61 T^2. \quad (2)$$

После оптимизации моделей (1) и (2) относительно максимальной микротвердости H получили рациональные параметры асимметрично-безотрывочной притирки: $V_{вп}$ = 0,19 м/с; $V_{ок}$ = 0,61 м/с; $P_{уд}$ = 160 кПа; З = 28 мкм; T = 165 с.

Учитывая сложность условий формирования микротвердости поверхностного слоя детали, кроме методов многофакторного планирования экспериментов, использовали также и классические способы согласно методикам, изложенным в работах [1, 19—21].

Известно, что после механической обработки такие показали качества поверхности, как шероховатость, остаточные напряжения и микротвердость, являются случайными величинами. Если случайная величина принимает только конечное или счетное множество значений, то она является дискретной, если принимает любые значения из замкнутого или открытого (в том числе бесконечного) интервала — то непрерывной. Иногда для случайной величины удобнее пользоваться не функциями распределения, а количественными показателями, содержащими достаточную информацию о ее распределении [19].

Выходные параметры, определяющие качество обработанных поверхностей, в том числе и микротвердость, лучше рассматривать как непрерывную случайную величину (в отдельных случаях их можно оценить и как дискретную случайную величину). Для оценки таких параметров, как правило, используют нормальное распределение, которое задается интегральной функцией или плотностью распределения:

$$F(x) = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^{x} \exp\left[-\frac{(x-\mu)^2}{2\sigma^2}\right] dx;$$

$$f(x) = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} \exp\left[-\frac{(x-\mu)^2}{2\sigma^2}\right], \quad -\infty < x < \infty.$$

Если изменение параметров качества поверхности лежит только в интервале положительных значений, можно использовать и усеченное нормальное распределение, но с коэффициентом C пропорциональности [2, 19]:

$$f(x) = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} \exp\left[-\frac{(x-x_0)^2}{2\sigma^2}\right],$$

где x_0 — значение, соответствующее максимуму функции $f(x)$, т. е. мода.

При распределении параметров качества поверхностей по нормальному закону можно применить и логарифмически нормальное распределение:

$$F(x) = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} \int_{0}^{x} \frac{1}{x} \exp\left[-\frac{(\ln x-\mu)^2}{2\sigma^2}\right] dx;$$

$$f(x) = \frac{1}{\sigma x\sqrt{2\pi}} \exp\left[-\frac{(\ln x-\mu)^2}{2\sigma^2}\right], \quad x > 0.$$

По результатам экспериментов с использованием моделей (1) и (2) получили зависимости влияния технологических параметров $V_{вп}$, $V_{ок}$, $P_{уд}$, З и T притирки на микротвердость H поверхностного слоя.

Как любая механическая обработка, асимметрично-безотрывочная притирка характеризуется пластическим деформированием поверхностного слоя деталей, т. е. постепенным изменением микротвердости по глубине слоя. Поэтому, изменяя технологические параметры притирки, можно получать разную микротвердость поверхностного слоя деталей.

Установлено, что увеличение возвратно-поступательной $V_{вп}$ и вращательной $V_{ок}$ скоростей приводит к снижению микротвердости H поверхностного слоя (рис. 1 и 2). При этом изменяется не только абсолютная величина микротвердости, но и характер ее распределения. При асимметрично-безотрывочной притирке увеличение скоростей $V_{вп}$ и $V_{вр}$ сопровождается повышением температур притираемых поверхностей, что изменяет пластичность материала и снижает микротвердость поверхностного слоя. Однако изменение микротвердости нельзя объяснить только температурным воздействием или структурными превращениями. На изменения микротвердости также влияют силовое напряженное поле и особенности асимметрично-безотрывочной притирки, кинематически схожие с ротационным резанием (постоянное обновление режущей части инструмента).

При асимметрично-безотрывочной притирке температура резания отдельными зернами достига-

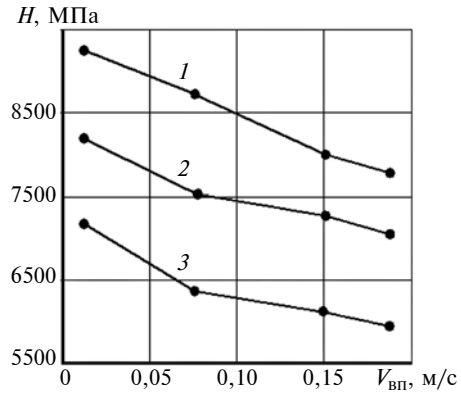


Рис. 1. Зависимости микротвердости H поверхностного слоя от скорости $V_{вп}$ при зернистости З паст 14 (*1*), 28 (*2*) и 40 мкм (*3*)

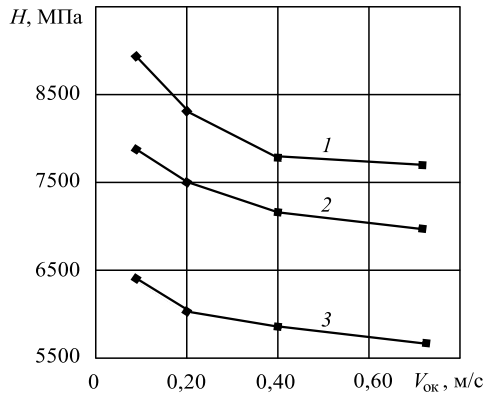


Рис. 2. Зависимости микротвердости *H* поверхностного слоя от скорости $V_{ок}$ при зернистости З паст 14 (*1*), 28 (*2*) и 40 мкм (*3*)

ет, как правило, небольшой величины. Интенсивность повышения температуры притираемых поверхностей с увеличением скоростей $V_{вп}$ и $V_{ок}$ в значительной степени зависит от теплофизических свойств обрабатываемых материалов. Жаропрочные материалы с небольшим коэффициентом теплопроводности нагреваются больше, чем углеродистые стали. Чтобы повысить микротвердость, следует снизить температуру в зоне контакта притира и обрабатываемой поверхности. Для этого используют разные способы охлаждения.

Если в процессе асимметрично-безотрывочной притирки микротвердость поверхности изменяется одинаково, то общая деформация будет наименьшей и при оптимальных величинах $V_{вп}$ и $V_{ок}$ и можно снизить время T обработки. Скорости $V_{вп}$ и $V_{ок}$ влияют не только на величину микротвердости, но также в значительной степени и на шероховатость поверхности и остаточные напряжения [2].

При повышении удельного давления $P_{уд}$ до 180 кПа микротвердость H поверхностного слоя снижается до 5500 МПа (рис. 3). Такая закономерность является результатом повышения влияния эффекта резания/царапания, так как с увеличением $P_{уд}$ возрастает съем материала с поверхностного слоя и процесс притирки переходит из режима выглаживания в режим микрорезания.

При асимметрично-безотрывочной притирке постоянное изменение воздействия абразивных частиц создает условие равномерного деформирования поверхностного слоя обрабатываемой детали, благоприятно изменяя ее микрогеометрию, что приводит к рациональному распределению микротвердости по всему поверхностному слою. Кроме того, химически активные вещества в притирочных пастах также способствуют интенсивному съему материала поверхностного слоя.

Повышение удельного давления $P_{уд}$ приводит также к увеличению нормальных и тангенциальных усилий, способствующих интенсивному перемещению абразивных зерен притирочных паст по обрабатываемой поверхности, что улучшает структурообразование. Такие перемещения абразивных частиц характерны для асимметрично-безотрывочной притирки, а обработанные поверхности отличаются более равномерным распределением продуктов обработки по поверхностному слою.

Учитывая, что при притирке получаем равномерную микротвердость всей обрабатываемой поверхности, становится очевидным благоприятное влияние метода на прочность и износостойкость деталей. Это особенно необходимо для контактирующих поверхностей высокоточных ответственных деталей судовых машин и механизмов, работающих при переменных нагрузках и напряжениях и интенсивных вибрациях под воздействием различных природных и техногенных процессов.

Установлено, что рациональное удельное давление $P_{уд}$ определяет требуемую оптимальную микротвердость, что следует учитывать при назначении технологических параметров асимметрично-безотрывочной притирки. Поверхности после притирки не имеют больших и неравномерно распределенных неровностей, что благоприятно для формирования поверхностного слоя с одинаковой микротвердостью по всей площади контакта.

Повышение удельного давления $P_{уд}$ при притирке вызывает небольшой нагрев поверхности, что незначительно снижает ее микротвердость. Микротвердость поверхности связана, как правило, с образованием остаточных напряжений сжатия, а местный нагрев, не сопровождающийся фазовыми превращениями, ведет к образованию в наружном слое остаточных напряжений растяжения. При нагреве поверхности выше температуры закалки возможны фазовые превращения, сопровождающиеся объемными изменениями [3]. Однако такая закономерность не характерна для асимметрично-безотрывочной притирки.

При асимметрично-безотрывочной притирке невозможно возникновение высоких температур из-за технологических режимов обработки. Поэтому снижение микротвердости H при повышении удельного давления $P_{уд}$ частично связано с температурным фактором. При этом определяющими

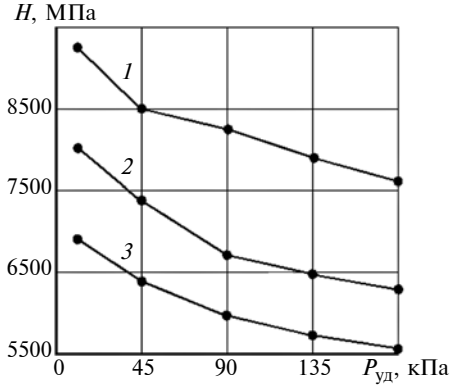


Рис. 3. Зависимости микротвердости *H* поверхностного слоя от давления $P_{уд}$ при $V_{ок}$ = 0,3 (*1*), 0,5 (*2*) и 0,7 м/с (*3*)

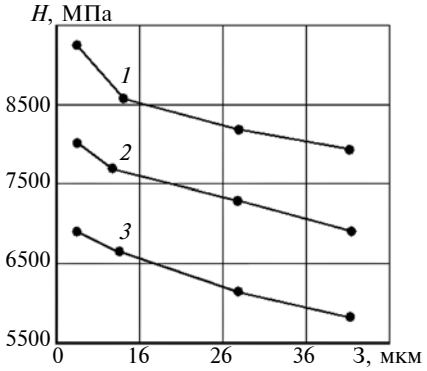


Рис. 4. Зависимости микротвердости *H* поверхностного слоя от зернистости З паст при $V_{ок}$ = 0,3 (*1*), 0,5 (*2*) и 0,7 м/с (*3*)

могут быть механические факторы, влияющие на условия пластического деформирования поверхностного слоя.

При использовании материалов, работающих в условиях низких температур, особое внимание следует уделять упрочнению тела зерна, а при использовании материалов для деталей машин и механизмов, работающих в условиях высокотемпературного нагрева, в первую очередь необходимо упрочнять границы зерен.

Уменьшение микротвердости и изменение физико-механических свойств поверхностного слоя наступает быстрее, чем повышение давления $P_{уд}$. Однако микротвердость поверхности может изменяться и при нормальном удельном давлении $P_{уд}$ ввиду изменения условий трения между притиром и обрабатываемой поверхностью в результате возникновения дополнительных остаточных напряжений. Влияние удельного давления $P_{уд}$ на микротвердость H поверхностного слоя связано в основном с изменением толщины снимаемых слоев.

При снижении давления $P_{уд}$ пластическая деформация имеет место только при срезании вершин неровностей, затем процесс теряет интенсивность, поверхность резания увеличивается, и влияние $P_{уд}$ становится недостаточным для пластического деформирования поверхностного слоя.

При асимметрично-безотрывочной притирке малопластичных материалов пластическое сжатие частиц поверхностного слоя становится решающим, так как материалы плохо сопротивляются деформациям растяжения. Однако независимо от притираемого материала силовые напряженные поля оказывают определенное влияние на величину и глубину микротвердости.

При асимметрично-безотрывочной притирке с увеличением зернистости З притирочных паст микротвердость поверхностного слоя деталей постоянно уменьшается (рис. 4). В начале притирки рабочая поверхность притира контактирует с микрорельефом обрабатываемой поверхности по отдельным его вершинам. С увеличением зернистости паст увеличивается количество зерен, участвующих в процессе резания, возрастает интенсивность съема материала поверхностного слоя, в результате чего снижается и его микротвердость.

В процессе асимметрично-безотрывочной притирки на рабочей поверхности притира находятся притирочные пасты с хаотично расположенными абразивными зернами разных размеров. В результате создаются разные условия обработки для каждого отдельного зерна и, соответственно, разные температуры резания в контакте зерен с обрабатываемой поверхностью. Поэтому закономерно, что в начале притирки образуются отдельные микроучастки поверхностного слоя с разной микротвердостью. Следовательно, необходимы такие условия притирки, при которых обеспечивается стабильная микротвердость всей площади обработанной поверхности детали.

Эксперименты показали, что с увеличением зернистости расход притирочных паст снижается. Повышение зернистости приводит к увеличению коэффициента режущей способности отдельных зерен и снижению микротвердости поверхностного слоя. Кроме того, с увеличением зернистости паст увеличивается толщина снимаемого поверхностного слоя, что создает дополнительные условия для уменьшения микротвердости.

При уменьшении зернистости отдельные зерна хуже удерживаются в пасте, возникает их неблагоприятное расположение — часть зерен удаляется или теряет свою режущую способность. Нагрузка на одно зерно снижается, но при этом увеличивается на другое. Поэтому оптимальную зернистость притирочных паст необходимо выбирать в каждом конкретном технологическом случае в зависимости от требований к качеству поверхностного слоя, в том числе и к микротвердости.

Асимметрично-безотрывочная притирка алмазными пастами представляет собой процесс взаимного резания/царапания рабочей части притира и обрабатываемой поверхности детали. При контакте с поверхностью детали такое зерно осуществляет резание, опираясь на поверхность притира, но и может быть вырвано из поверхности, если его сопротивление силе резания окажется недостаточным. Зерно, находящееся во взвешенном состоянии между поверхностями детали и притира, не может осуществлять резание, как и зерно, прилегающее к одной из этих поверхностей, но не соприкасающееся с другой [6].

Многие исследования показали, что зерна, контактирующие с обрабатываемой поверхностью детали и рабочей поверхностью притира, деформируют их с равной силой, а внедрение в обе поверхности зависит от твердости и площади контакта с зерном, наличия на поверхностях притира и детали пасты, облегчающей деформирование поверхностного слоя, а также от предварительной подготовки притираемых поверхностей. Вероятность внедре-

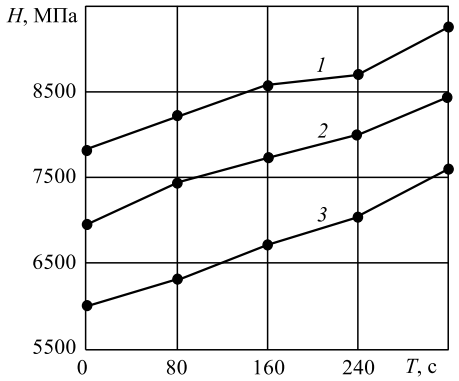


Рис. 5. Зависимости микротвердости *H* поверхностного слоя от времени *T* обработки при зернистости З паст 14 (*1*), 28 (*2*) и 40 мкм (*3*)

ния мелкого зерна на неровную поверхность меньше, чем на гладкую поверхность [7—12].

При назначении времени *T* притирки необходимо учитывать, что повышение микротвердости менее опасно, чем ее снижение. Однако повышение микротвердости больше оптимальной приводит к ухудшению физико-механических свойств поверхностного слоя и уменьшению усталостной прочности деталей.

При увеличении времени *T* микротвердость поверхностного слоя повышается (рис. 5). Режим микрорезания постепенно переходит в режим выхаживания, что приводит к изменению не только микротвердости поверхностного слоя, но и других параметров, определяющих качество поверхности, например шероховатости и остаточных напряжений. Кроме того, следует учитывать и закономерности изменения показателей качества поверхностей на предыдущих операциях. Асимметрично-безотрывочная притирка характеризуется, как правило, небольшими пластическими деформациями. Микротвердость, созданная на предварительных операциях, частично остается и при асимметрично-безотрывочной притирке.

С увеличением времени *T* притирки удельное значение резания/царапания резко снижается и повышается значение силы трения. При притирке менее прочных сталей время обработки значительно уменьшается. Для обеспечения требуемой микротвердости необходимо создать такие условия притирки, при которых резание без дополнительных усилий переходит в выхаживание. Максимальное или минимальное время *T* обработки не всегда определяет получение требуемой микротвердости, т. е. не всегда экономически целесообразно. Правильность выбора режимов асимметрично-безотрывочной притирки определяется величиной микротвердости за равный период времени. Повышение микротвердости поверхностного слоя с увеличением времени обработки очевидно, так как при этом увеличивается время воздействия поверхности притира и, следовательно, режущих зерен паст на обрабатываемую поверхность, что способствует дополнительной деформации и упрочнению поверхностного слоя.

Кроме указанных параметров асимметрично-безотрывочной притирки, на величину и глубину микротвердости поверхностного слоя, существенные влияния оказывают и другие технологические факторы. Например, при шаржировании зерен притирочных паст в рабочую часть притира необходимо учитывать величину микронеровностей поверхности притира. Для устойчивого расположения и закрепления, а также ограничения скатывания зерен притирочных паст по рабочей части притира необходимо, чтобы шероховатость его поверхности была намного меньше размера зерен [6, 8].

При асимметрично-безотрывочной притирке для обеспечения оптимальной микротвердости поверхностного слоя большое значение имеют методы доводки поверхностей рабочих элементов притира. Это ручная доводка; доводка на планшайбах и двухдисковых притирочных станках; на станках с неподвижными притирочными плитами; доводка отверстий на полуавтоматах типа ПДО и цилиндрических поверхностей притиров на горизонтальных станках с автоматическим изменением размеров; доводка поверхностей притира трубчатыми притирами и т. д.

В качестве СОЖ при асимметрично-безотрывочной притирке высокоточных деталей судовых машин и механизмов можно применять керосин, бензин, индустриальное, костровое, оливковое, вазелиновое и веретенное масла и др.

Таким образом, результаты исследования подтвердили преимущество и высокую эффективность нового прогрессивного метода асимметрично-безотрывочной притирки, обеспечивающей высокое качество и требуемые эксплуатационные свойства поверхностей высокоточных, ответственных деталей судовых машин и механизмов, по сравнению с другими методами механической обработки [13—18].

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Гафаров А. М.** Прогрессивные методы механической обработки. Баку: Наука, 2001. В 2-х т. Т. 1. 286 с., Т. 2. 310 с.

2. **Гафаров А. М., Шарифов З. З., Алиев Ч. М.** Исследование шероховатости поверхности деталей, обработанных асимметрично-безотрывочной притиркой // Вестник машиностроение. 2018. № 2. С. 77—82.

3. **Елезаветин М. А., Сатель Э. А.** Технологические способы повышения долговечности машин. М.: Машиностроение, 1969. 400 с.

4. **Кудрявцев И. В., Саверин М. М., Рявченков А. В.** Методы поверхностного упрочнения деталей машин. М.: Машгиз, 1949. 228 с.

5. **Кудрявцев И. В.** Внутренние напряжения как резерв прочности в машиностроении. М.: Машгиз, 1951. 210 с.

6. **Хрульков В. А., Головань А. Я., Федотов А. А.** Алмазные инструменты в прецизионном приборостроении. М.: Машиностроение, 1977. 224 с.

7. **Хрульков В. А., Ковалев А. А.** Доводки керамики на основе окиси алюминия и на основе карбида кремня // Абразивно-алмазная обработка и доводочные процессы. М.: МДНТП, 1966. С. 186—197.

УДК 621.9

Ю. Г. КАБАЛДИН, д-р техн. наук, Д. А. ШАТАГИН, канд. техн. наук, А. М. КУЗЬМИШИНА (Нижегородский ГТУ им. Р. Е. Алексеева), e-mail: uru.40@mail.ru

Использование цифровой модели режущего инструмента при его выборе

Рассматривается цифровая модель режущего инструмента, полученная нейросетевым моделированием, позволяющая варьированием входных данных оптимизировать состав и структуру износостойкого покрытия и определять режимы обработки, обеспечивающие максимальную износостойкость инструмента.

Ключевые слова: режущий инструмент, нейросетевое моделирование, цифровая модель, состав покрытия, износ инструмента.

A digital model of the cutting tool, obtained by neural network modeling, is considered, which allows by varying the input data to optimize the composition and structure of the wear-resistant coating and determine the processing modes that ensure the maximum tool wear resistance.

Keywords: cutting tool, neural network modeling, digital model, coating composition, tool wear.

В настоящее время механообрабатывающее производство должно постоянно изменяться и трансформироваться, чтобы соответствовать требованиям потребителей. Развитие производства, особенно с использованием IT-технологий, должно отвечать современным трендам, определяющим конечный результат. В механообрабатывающем производстве России таким трендом является программа Индустрия 4.0, которая призвана сделать его более современным и цифровым, т. е. более интеллектуальным, гибким, эффективным и прогнозируемым.

На отечественных предприятиях под "цифровизацией" в настоящее время понимают в основном разработку 3D-моделей. Однако авторы считают, что "цифровизация" — это разработка виртуальных математических моделей планирования производства, технологических процессов, оборудования и других устройств, близких к реальным, т. е. их цифровых двойников [1]. Совокупность таких математических моделей с использованием анализа больших данных (Big data) и их машинного обучения достоверно описывает процессы и взаимосвязи и в отдельном объекте, и на предприятии в целом.

Применение цифрового двойника, являющегося точной копией реального актива, помогает быстро найти наиболее эффективные режимы работы, выявить потенциальные риски, встроить новые технологии в существующие производственные ли-

(Окончание статьи. Начало см. на стр. 65)

8. **Определение** рациональных параметров технологических операций при обработке высокоточных деталей машин, работающих в экстремальных условиях / А. М. Гафаров, П. Г. Сулейманов, В. А. Гафаров, Ф. М. Калбиев // Вестник азербайджанской инженерной Академии. 2015. Т. 7. № 4. С. 50—58.

9. **Гафаров А. М., Алиев Ч. М., Кулиев А. М.** Исследование пооперационного изменения качества поверхностного слоя высокоточных деталей судовых машин и механизмов, обработанных различными методами // Вестник ГУ морского и речного флота им. адмирала С. О. Макарова. 2017. Т. 9. № 4. С. 7752—7764.

10. **Солер Я. И., Нгуен Ван Кан.** Обеспечение точности формы инструментов при плоском шлифовании кругом Horton Vitrim // Вестник машиностроения. 2016. № 11. С. 51—58.

11. **Гафаров А. М., Сулейманов П. Г., Гафаров В. А.** Методика оценки надежности машин и оборудований, эксплуатируемых в экстремальных условиях // Технология машиностроения. 2014. № 7. С. 40—44.

12. **Шарифов З. З., Алиев Ч. М., Кулиев А. М.** Исследование влияния шероховатости поверхности на износ поверхностного слоя деталей судовых машин и механизмов, обработанных различными методами // Вестник ГУ морского и речного флота им. адмирала С. О. Макарова. 2017. Т. 9. № 6. С. 1262—1272.

13. **Сулейманов П. Г.** Триботехнические характеристики деталей машин, эксплуатируемых в экстремальных условиях. Баку: Наука, 2013. 186 с.

14. **Муратов К. Р., Гашев Е. А.** Методы хонингования высокоточных отверстий. // Современные проблемы науки и образования. 2014. № 5. С. 44—48.

15. **Джанахмедов А. Х., Дышин О. А., Джавадов М. Я.** Синергетика и фракталы в трибологии. Баку.: Наука, 2014. 504 с.

16. **Гафаров А. М., Сулейманов П. Г., Гафаров В. А.** Исследование качества поверхностей деталей, обработанных ротационным хонингованием и работающих в экстремальных условиях // Вестник машиностроения. 2016. № 11. С. 63—68.

17. **Гафаров А. М., Сулейманов П. Г., Гафаров В. А.** Влияние технологических параметров на износ поверхностей деталей машин, эксплуатируемых в экстремальных условиях. // Химическое и нефтегазовое машиностроение. 2013. № 3. С. 46—48.

18. **Исследование** влияния основных параметров ротационного метода обработки на качества поверхности деталей машин, эксплуатируемых в экстремальных условиях / А. М. Гафаров, П. Г. Сулейманов, Ф. М. Калбиев, В. А. Гафаров // Технология машиностроения. 2017. № 4. С. 17—24.

19. **Невзоров В. Н., Сугак Е. В.** Надежность машин и оборудований. Ч. 1, Красноярск.: СГТУ. 1998. 240 с.

20. **Гихман И. И., Скороход А. В., Ядренко М. И.** Теория вероятностей и математическая статистика. Киев.: Высшая школа. 1988. 439 с.

21. **Ивашев-Мисатов О. С.** Теория вероятностей и математическая статистика. М.: Наука, 1979. 256 с.

нии, сократить сроки и стоимость реализации проектов, а также обеспечить информационную безопасность.

Современные технологии позволят построить цифровые двойники абсолютно для любых производственных предприятий [2], а в будущем удаленно управлять всем производственным процессом в режиме реального времени. На базе цифрового двойника можно объединить все системы и модели, используемые для планирования и управления производством, что повысит прозрачность процессов, точность и скорость принятия решений. Исходя из этого, цифровой двойник можно рассматривать как электронный паспорт оборудования (его цифровую идентичность), режущего инструмента и в целом механообрабатывающего предприятия, на котором фиксируют все данные об обрабатываемых материалах, технологических операциях, испытаниях, тестовых исследованиях и т. д.

Цифровой двойник позволяет как оценить текущее состояние оборудования, инструмента и др., так и прогнозировать его. Это значит, что вся информация, начиная с 3D-модели и технологии производства и заканчивая правилами техобслуживания, утилизации и т. д., будет оцифрована и доступна для считывания устройствами и людьми. Подобно технологии блокчейн такой принцип позволяет отслеживать все последовательные действия, происходящие с цифровым двойником, и гарантировать качество продукции.

Важной особенностью цифрового двойника, например оборудования или технологического процесса, является то, что для задания входных воздействий используется информация с датчиков реального устройства, работающего параллельно [3] как в режиме онлайн, так и в режиме офлайн. Далее нужно сравнить информацию виртуальных датчиков цифрового двойника и датчиков реального устройства, чтобы выявить отклонения (брак) и их причины.

Главная функция цифрового двойника — дать возможность управлять всеми факторами, влияющими на стоимость и качество продукта, еще до начала его производства. Цифровые двойники создаются, прежде всего, для существенного ускорения сроков вывода новых изделий на рынок путем моделирования, позволяющего представить все этапы жизненного цикла изделия в виртуальной среде. Еще одна функция цифрового двойника — наследование данных об изделии при создании его модификаций, т. е. максимальное использование предыдущего опыта проектирования, изготовления и испытаний при разработке новых изделий.

В связи с этим "цифровизация" машиностроительного производства — это в том числе и отработка ситуаций на виртуальных цифровых моделях, которая позволяет экономить денежные и материальные средства. Так, ряд крупных фирм за рубежом, не дожидаясь поступления металлорежущего оборудования для производства деталей, по его виртуальному образу начинают отладку технологических процессов. С появлением Интернета вещей (IoT), цифровых датчиков, параллельных вычислений и развитых беспроводных технологий идея цифровых двойников получила право на жизнь и в плане финансовой доступности, и в плане вычислительных возможностей сбора и анализа больших данных. Поэтому предприятия, уже внедрившие IoT, параллельно используют и технологии цифровых двойников. В настоящее время цифровые двойники, разработанные в основном для ведения бизнеса, успешно применяются и в металлургической промышленности [2], однако их нет в механообрабатывающих производствах.

В НГТУ им. Р. Е. Алексеева разработана единая базовая платформа расширения функциональных возможностей различных систем ЧПУ технологического оборудования на базе встраивания в них нейромодулей, применения высокопроизводительных параллельных вычислений, промышленного интернета и глубокого обучения искусственных нейронных сетей (ИНС) с использованием технологий nVidia CUDA [3, 5—10].

"Искусственный интеллект" (ИИ) трактуется сегодня как системы (алгоритмы), которые могут понимать, прогнозировать и потенциально функционировать без участия человека, т. е. создавать не "безлюдные", а "умные" производства. Системы ИИ на основе их обучение криптографии могут реагировать на голосовые команды, а также самообучаться и выдавать готовые решения, обеспечивая информационную безопасность.

Искусственные нейронные сети (ИНС) представляют собой новую перспективную вычислительную технологию, дающую новые подходы к исследованию задач цифрового производства [4]. Первоначально нейронные сети открыли новые возможности в области распознавания образов, затем прибавились статистические и основанные на методах ИИ средства поддержки принятия решений в разных областях техники.

Способность нейронных сетей к моделированию процессов, устройств и приборов, а также адаптивность позволяют использовать их при решении широкого класса задач: распознавание и дополнение образов; обработка зашумленных данных; ассоциативный поиск; классификация; оптимизация; прогноз; диагностика; обработка сигналов; абстрагирование; управление процессами; сегментация данных; сжатие информации; сложные отображения; моделирование сложных процессов; машинное зрение; распознавание речи и т. д.

Исскуственные нейронные сети имеют различную архитектуру [4]. Функционирование ИНС,

Рис. 1. Схема построения цифрового двойника с использованием облачных хранилищ

т. е. ее действия, зависит от величин синаптических связей. Поэтому, задавшись определенной структурой ИНС, разработчик сети должен найти оптимальные значения всех переменных весовых коэффициентов [3—5]. Этот этап называется обучением ИНС, и от того, насколько качественно он выполнен, зависит способность сети решать задачи при эксплуатации. На этапе обучения, кроме параметра качества подбора весов, большое значение имеет и время обучения. Как правило, эти два параметра связаны обратной зависимостью и выбираются путем компромисса. Существуют методы обучения ИНС с учителем и без учителя. В последние годы разработаны новые архитектуры ИНС (сверхточные) и способы их обучения, в частности глубокое обучение [5]. Таким образом, цифровым двойником может являться совокупность статистических моделей, использующих разные комбинации методов машинного обучения и прошедших различные стадии верификации и улучшения.

Подходы ИНС к решению задач в машиностроении авторы начали применять в конце 90-х годов XX века [3]. Однако отсутствие ЭВМ с большими вычислительными возможностями и больших данных существенно тормозило их применение. В настоящее время широкое внедрение цифровых технологий, основанных на современных подходах машинного обучения (ML), системах промышленного интернета вещей (IoT) и интеллектуальной обработки больших данных (Big Data и Data Mining), способствует развитию принципиально новых электронных моделей оборудования, инструмента, процессов и их цифровых двойников.

Как показали исследования [5], нейросетевую модель оборудования, режущего инструмента и др. можно рассматривать и как электронную модель, и как цифровой двойник, поскольку на вход нейронной сети можно вводить характеристики обрабатываемого материала, параметры технологических процессов и т. д.

На рис. 1 приведена схема получения цифрового двойника инструмента, включающая сбор данных для построения нейронной сети на основе облачных технологий [5].

Для инструмента с износостойким покрытием цифровой двойник — это нейронные сети прочности, износостойкости инструмента и выбора оптимального состава и структуры износостойкого наноструктурного покрытия. Применение данных математических нейросетевых моделей в составе цифрового двойника эффективно не только в реальных производственных условиях, но и на этапе выбора и обоснования закупки инструмента потребителем.

Таким образом, появляется возможность заменить сложную многомерную функциональную зависимость, например, износостойкости режущей части инструмента от режимов обработки, обрабатываемого материала и т. д., нейросетевой структурой. Иначе говоря, нейросетевое имитационное моделирование контактных процессов при резании позволяет сформировать "виртуальный" датчик для оценки интенсивности J изнашивания инструмента [5]. Для твердых сплавов с покрытием интенсивность изнашивания по задней поверхности инструмента определяется силой $F_з$ трения, скоростью перемещения трущихся тел и прочностью межатомных связей в зернах тугоплавких соединений покрытия, которая характеризуется их удельной предельной энергией разрушения $\Delta E_{пр}$ [5]:

$$J = LF_з/\Delta E_{пр},$$

где L — путь резания.

При расчете интенсивности изнашивания в реальных условиях механической обработки наибольшее затруднение вызывает определение силы $F_з$ трения, которую рассчитывают на основании измерений ряда характеристик в процессе резания. На практике такой метод нахождения силы $F_з$ означает периодическую остановку процесса резания для определения длины C контакта путем трудоемких оптических измерений и поэтому совершенно непригоден для автоматизированного производства.

Силу $F_з$ для некоторых инструментальных материалов можно рассчитать по известным зависимостям силы трения и температуры [4]. Но в этом случае металлорежущий станок должен иметь датчик для качественного измерения температуры и вычисления множества температурных поправок, связанных с тем, что термодатчики практически невозможно разместить в зоне резания.

Выходом будет использование в качестве температурного датчика естественной термопары, образующейся непосредственно в контакте инструмента и детали. Однако параметры такого датчика не статичны, а динамически зависят от площади кон-

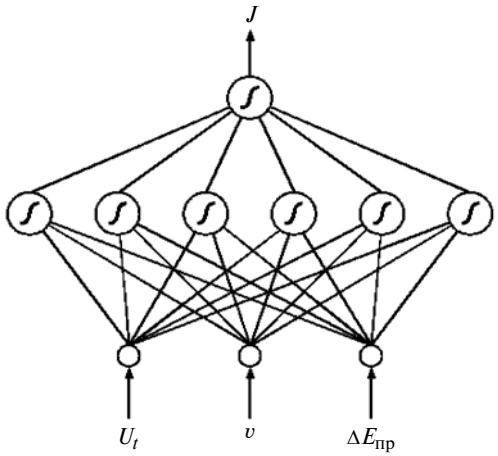


Рис. 2. Структура нейронной сети оценки износостойкости инструмента

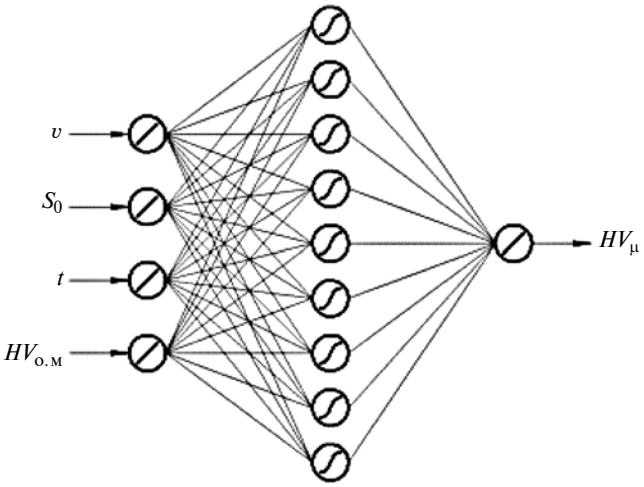


Рис. 3. ИНС прямого распространения

такта твердосплавного инструмента и стружки, т. е. от силы $F_з$ трения, которую можно определить по формуле

$$F_з = \tau_F S_F,$$

где τ_F — касательные напряжения.

Экспериментальные исследования показали, что выходной параметр U_t естественной термопары — термо-ЭДС, является функцией скорости резания [6]. Таким образом, интенсивность изнашивания режущего инструмента можно представить как зависимость трех аргументов:

$$J = f(U_t(F_з, v), v, \Delta E_{пр}),$$

где f — неизвестный функционал, определяемый по экспериментальным данным.

По исходным данным строим нейронную сеть. Для нахождения f используем двухслойную (имеющую два слоя активных нелинейных элементов) нейронную сеть обратного распространения [5].

Оптимальную структуру нейронной сети определяли имитационным моделированием в программе Matlab 6. При моделировании рассмотрели несколько структур нейронных сетей с разными преобразующими функциями нейронов. Их обучение проводилось на обучающей выборке, полученной по серии однофакторных экспериментов точения стали 45 твердосплавными пластинками с покрытием на разных режимах. За оптимальную приняли структуру сети с наименьшей максимальной ошибкой за определенный период обучения.

Структура оптимальной нейронной сети показана на рис. 2. Первый слой сети содержит шесть нейронов, второй — выходной слой — состоит из одного нейрона. В качестве функции активации нейронов обоих слоев использовали экспоненциальный сигмоид. Как показали расчеты, есть скорость v резания, при которой величина J минимальна.

В нейронную сеть прочности инструмента на вход подаются режимы обработки, прочность на изгиб материала покрытия, а на выход — разрушающие напряжения в режущем клине, которые можно предварительно рассчитать. Построенная нейронная сеть (рис. 3) для выбора структуры и состава износостойкого покрытия является сетью прямого распространения (Feed Forward). На вход подаются параметры: скорость резания v, м/мин; подача на оборот $S_о$, мм/об; глубина резания t, мм; твердость обрабатываемого материала $HV_{о.м}$ (по Виккерсу). На выходе — микротвердость $HV_{μ}$ износостойкого покрытия.

На рис. 4 приведена зависимость твердости $HV_{о.м}$ обрабатываемого материала (стали ХН70ВМТ10, 55 и 20) от микротвердости $H_{μ}$ износостойких покрытий (AlTiN, ZrN и TiN). Линейная зависимость показывает, что чем выше твердость обрабатываемого материала, тем выше должна быть микротвердость покрытия. Это достигается использованием таких жаропрочных элементов, как Zr при осаждении ZrN, и двухэлементного покрытия (AlTiN). Пола-

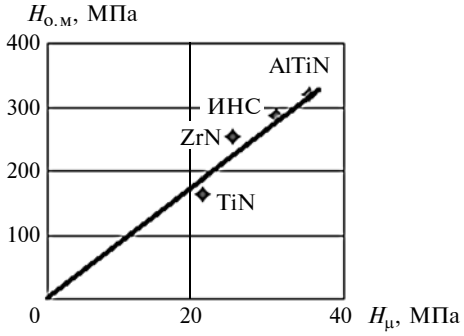


Рис. 4. Зависимость микротвердости $H_{μ}$ износостойкого покрытия от твердости $HV_{о.м}$ обрабатываемого материала:

1 — ХН70ВМТ10 — AlTiN; *2* — сталь 55 — ZrN; *3* — сталь 20 — TiN

гаем, что с использованием облачных хранилищ и увеличением базы данных по стойкости инструмента с датчиков (см. рис. 1) появится более широкий выбор и структуры, и состава покрытий [11, 12].

Полученная зависимость отражает физическую суть изнашивания в зависимости от атомной структуры тугоплавкого соединения и обрабатываемого материала при резании (трении). Однако в работах [11, 12] показано, что твердость коррелирует с числом валентных электронов атомов металлов (тугоплавких соединений). При трении адгезионная (металлическая) связь между обрабатываемым и инструментальным материалом обусловлена обобществлением (перекрытием) их валентных электронов при сближении ядер атомов, поэтому, чем больше таких электронов, тем прочнее металлическая связь и тем интенсивнее изнашивание инструмента.

Использоваие технологии блокчейн и наличие электронного паспорта инструмента позволит исключить контрафактную продукцию на рынке. С этой целью в режущий инструмент встраивается микрочип [13] или наносится лазерный штрихкод, позволяющие отслеживать все транзакции при его покупке и использовании в производстве. Обучение нейронной сети на основе криптографии, т. е. шифрование данных, обеспечит и информационную безопасность продукции.

Таким образом, на основе электронных моделей (двойников), использующих нейросетевые модели реального процесса механообработки после машинного обучения на основе большой выборки (базы данных), можно выбрать состав и структуру износостойкого покрытия для режущего инструмента, определить оптимальные режимы резания при обработке разных материалов в разрабатываемом новом технологическом процессе.

Таким образом, можно симулировать разные параметры инструмента перед построением технологического процесса и определить его производительность и себестоимость.

Если рассматривать цифровой двойник не конкретного изделия, а производства в целом, то появляется возможность симулировать в виртуальной среде все процессы, определить необходимое число и оптимальное расположения оборудования в зависимости от объема и номенклатуры выпускаемых изделий. Цифровой двойник обеспечивает обратную связь между реальным и виртуальным миром, что позволяет оптимизировать процессы изготовления разных деталей, оборудования и т. д. При этом, если цифровой двойник разрабатывается для вновь создаваемого производства, появляется возможность через симуляцию его работы выявить возможные риски и недочеты, скорректировать проект. Цифровой двойник существующего производства позволяет прорабатывать внедрение или изменение технологических процессов без реального вмешательства в работу действующего процесса.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Есть способ** лучше: цифровой двойник повышает эффективность процессов конструкторско-технологического проектирования и производства // CAD// CAM//CAE Observer. 2016. № 3. С. 36—40.

2. **Бурико А. В.** Цифровая эволюция, или Почему Русал "уходит" в цифру // Цифровое производство. 2017. № 2. С. 18—23.

3. **Кабалдин Ю. Г., Биленко С. В., Серый С. В.** Управление динамическими процессами в технологических системах механообработки на основе искусственного интеллекта. Комсомольск-на-Амуре: ГОУ ВПО "Комсомольский-на-Амуре ГТУ", 2003. 201 с.

4. **Короткий С.** Нейронные сети: основные положения (http://www.orc.ru/~stasson).

5. **Искусственный** интеллект и киберфизические механообрабатывающие системы в цифровом производстве: монография / Ю. Г. Кабалдин и др.; Под ред. Ю. Г. Кабалдина. Нижний Новгород: Нижегородский ГТУ, 2018. 271 с.

6. **Бобров В. Ф.** Основы теории резания металлов. М.: Машиностроение, 1975. 344 с.

7. **Диагностика** выходных параметров процесса резания в режиме реального времени на основе фрактального анализа и вейвлет-анализа с использованием программно-аппаратных средств National Instruments и Nvidia CUDA / Ю. Г. Кабалдин, И. Л. Лаптев, Д. А. Шатагин, С. В. Серый // Вестник машиностроения. 2014. № 8. С. 80—82.

8. **Интеллектуальные** системы диагностики состояния оборудования и износа инструмента / Ю. Г. Кабалдин, И. Л. Лаптев, Д. А. Шатагин и др. // Машиностроение: сетевой электронный научный журнал. 2014. № 2. С. 47—50.

9. **Оценка** состояния режущего инструмента в режиме реального времени на основе подходов нелинейной динамики с использованием NVIDIA CUDA в программной среде LABVIEW / Ю. Г. Кабалдин, И. Л. Лаптев, Д. А. Шатагин и др. // Тр. НГТУ им. Р. Е. Алексеева. 2013. № 5 (102). С. 114—121.

10. **Разработка** динамического паспорта станка на основе нейросетевого моделирования его рабочего пространства с использованием технологии NVIDIA CUDA и подходов глубокого обучения / Ю. Г. Кабалдин, Д. А. Шатагин, И. Л. Лаптев, Д. А. Сидоренков // Известия вузов. Машиностроение. 2016. № 10 (679). С. 49—56.

11. **Верещака А. С.** Работоспособность режущего инструмента с покрытием. М.: Машиностроение, 1993. 336 с.

12. **Выбор** состава и структуры износостойких наноструктурных покрытий для твердосплавного режущего инструмента на основе квантово-механического моделирования / Ю. Г. Кабалдин, О. В. Кретинин, Д. А. Шатагин, Е. Е. Власов. М.: Инновационное машиностроение, 2017. 216 с.

13. **Пат. 159948 Рос. Федерация:** МПК U1 B23B 27/00 B23Q 17/12. Резец токарный.

УДК 621.791

А. С. КЛИМОВ, канд. техн. наук (Тольяттинский ГУ), А. Н. АНЦИБОРОВ (ПАО "АВТОВАЗ"),
В. С. КЛИМОВ, канд. техн. наук, А. К. КУДИНОВ (Тольяттинский ГУ), e-mail: klimovTGU@yandex.ru

Управление током при контактной сварке

Рассмотрены алгоритмы стабилизации тока, реализованные в аппаратуре управления контактной сваркой. Предложен способ задания и поддержания сварочного тока, предусматривающий коррекцию угла открытия тиристоров по аппроксимирующей зависимости с учетом измеренных параметров импульса тока при фазовом регулировании. Предложенный способ упрощает аппаратуру и повышает эффективность регуляторов.

Ключевые слова: контактная сварка, автоматическое управление, электрические параметры.

Algorithms of current stabilization implemented in the equipment for contact welding control are considered. A method for setting and maintaining the welding current is proposed, which provides for the correction of the opening angle of the thyristors by approximating dependency, taking into account the measured parameters of the current pulse at phase control. The proposed method simplifies the equipment and improves the effectiveness of regulators.

Keywords: contact welding, automatic control, electrical parameters.

Высокие требования к качеству и производительности процессов контактной сварки привели к внедрению микропроцессорных систем управления, при разработке программного обеспечения которых приходится находить компромисс между точностью регулирования и быстродействием, т. е. временем выхода в номинальный режим. Основным параметром режима контактной сварки является сила I_2 тока во вторичном контуре, в системах управления проводится поддержание его заданного значения или коррекция по заданному алгоритму в зависимости от протекания процесса формирования соединения. Изменение угла α открытия тиристоров позволяет регулировать действующее значение силы I_2 вторичного тока в сторону его уменьшения от силы $I_{\text{п}}$ полнофазного тока, определяемой по закону Ома:

$$I_{\text{п}} = \frac{U_{\text{с}}}{K_{\text{т}} Z_2}, \qquad (1)$$

где $U_{\text{с}}$ — напряжение питающей сети; $K_{\text{т}}$ — коэффициент трансформации на заданной ступени; Z_2 — полное сопротивление контактной машины в режиме сварки, зависящее от активного $R_{2\text{к}}$ и индуктивного $X_{2\text{к}}$ сопротивлений в режиме короткого замыкания и сопротивления $R_{\text{э-э}}$ участка "электрод—электрод":

$$Z_2 = \sqrt{(R_{2\text{к}} + R_{\text{э-э}})^2 + X_{2\text{к}}^2}.$$

Протекающий во вторичном контуре ток силой I_2 и полнофазный ток связаны между собой коэффициентом регулирования тока:

$$k_i = I_2 / I_{\text{п}}. \qquad (1)$$

В зарубежных источниках чаще задается сила вторичного тока в процентах от силы полнофазного:

$$\%I = \frac{I_2 \times 100\ \%}{I_{\text{п}}}. \qquad (2)$$

В системах управления контактной сваркой решается задача выбора (или коррекции) угла α открытия тиристоров, обеспечивающего задаваемую силу $I_{2\text{зад}}$ тока во вторичном контуре.

Алгоритм выбора значения угла α в простейшем случае основан на использовании регулировочной характеристики (рис. 1) [1]:

$$I_2 = B_0 + B_1\alpha, \qquad (3)$$

где B_1 и B_0 — линейный коэффициент и свободный член регулировочной характеристики.

Значения B_0 и B_1 можно вычислить по результатам измерений силы тока в двух предыдущих полупериодах как

$$\left.\begin{aligned} B_0 &= (I_2'\alpha'' - I_2'\alpha')/(\alpha'' - \alpha'); \\ B_1 &= (I_2'' - I_2')/(\alpha'' - \alpha'), \end{aligned}\right\} \qquad (4)$$

где α' и I_2' — угол открытия тиристоров и сила вторичного тока в последнем полупериоде; α'' и I_2'' — то же самое в предпоследнем полупериоде.

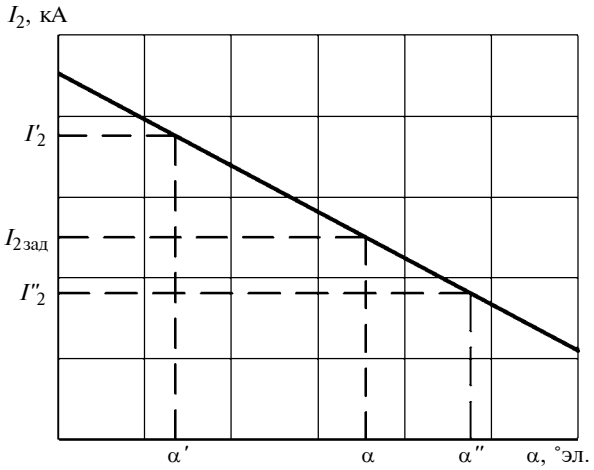


Рис. 1. Определение коэффициентов регулировочной характеристики (3) согласно формулам (4) и угла α по формуле (5)

На основании выражений (3) и (4) вычисляют угол α открытия тиристоров, при котором достигается заданное значение $I_{2зад}$ силы вторичного тока:

$$\alpha = (I_{2зад} - B_0)/B_1. \quad (5)$$

Преимуществом такого алгоритма является простота его реализации в микропроцессорных системах управления контактной сваркой, так как отсутствует необходимость проведения сложных вычислений и измерения каких-либо других параметров, кроме силы тока во вторичном контуре. Для корректного расчета коэффициентов B_0 и B_1 значения α' и α'' должны быть максимально различны, для чего контактную машину в первом полупериоде включают при угле α'', обеспечивающем минимальную силу I_2 тока (порядка 30 % от силы $I_п$ тока полнофазного) [2].

Выбрать угол α можно на основании измерений в течение одного полупериода, если совместно с измерением силы I_2 действующего вторичного тока измерять временные параметры его импульса (рис. 2): t_1 — от включения тиристоров и до перехода сетевого напряжения через ноль и t_2 — от перехода сетевого напряжения через ноль до окончания протекания импульса тока. Временные параметры t_1 и t_2 импульса тока соотносятся с углом α открытия тиристоров и длительностью λ их проводимости как:

$$\alpha = 180^\circ - t_1;$$

$$\lambda = t_1 + t_2,$$

где t_1 и t_2 — в электрических градусах (°эл.).

Следует помнить, что при задании параметров режима сварки и построении графических зависимостей величины α и λ удобно задавать в электрических градусах, однако в расчетах по аппроксимирующим зависимостям целесообразно задавать α и λ в радианах.

Для известных значений α и λ коэффициент cosφ мощности нагрузки находят, решая уравнение [1, 3, 4]

$$\sin(\lambda + \alpha - \varphi)/\sin(\alpha - \varphi) = \exp(-\lambda \operatorname{ctg}\varphi), \quad (6)$$

а коэффициент k_i регулирования сварочного тока как

$$k_i = \sqrt{\frac{\lambda}{\pi} - \frac{\sin\lambda}{\pi\cos\varphi}\cos(2\alpha + \varphi + \lambda)}. \quad (7)$$

С учетом формулы (1) отношение силы $I_{2\,зад}$ тока в текущем периоде к силе I_2' тока в предыдущем периоде равно отношению k_i/k_i' коэффициентов регулирования тока в этих периодах:

$$_iI_{2зад}/I_2' = k_i/k_i'. \quad (8)$$

Алгоритм выбора угла α в текущем периоде предусматривает следующие шаги (рис. 3): шаг 1 — по известным значениям α' и λ' в предыдущем периоде определяют коэффициент cosφ мощности нагрузки согласно выражению (6); шаг 2 — для известных значений cos φ и α' определяют значение коэффициента k_i' регулирования сварочного тока в предыдущем периоде согласно формуле (7); шаг 3 — рассчитывают коэффициент k_i регулирования тока в текущем периоде согласно формуле (8); шаг 4 — для рассчитанного по формуле (7) значения k_i определяют требуемый угол α в текущем периоде.

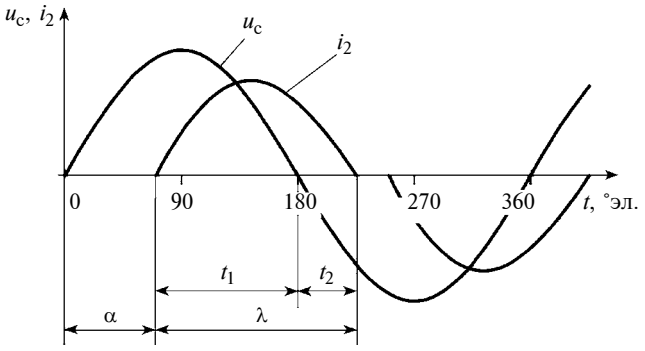


Рис. 2. Осциллограммы мгновенных значений сетевого напряжения (u_c) и силы вторичного тока (i_2)

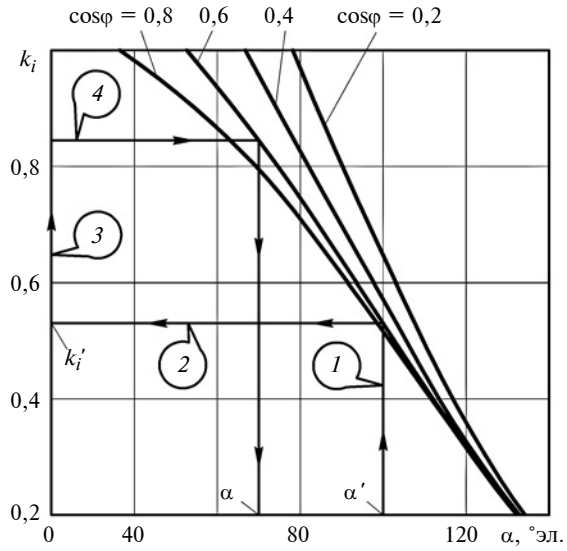


Рис. 3. Определение угла α по коэффициентам cosφ мощности и k_i регулирования

Для ускорения расчетов в микропроцессорных системах управления вместо уравнений (6) и (7) применяют аппроксимирующие зависимости [4—6] или таблицы управления с заранее рассчитанными значениями для всех возможных сочетаний α и λ [7, 8].

Коэффициенты регулирования тока k_i в текущем и k_i' в предыдущем периодах вычисляют по аппроксимирующей зависимости [5, 8, 9] через углы открытия тиристоров в предыдущем (α′) и в текущем (α) периодах:

$$\left.\begin{aligned} k_i &= C_1\alpha + C_0; \\ k_i' &= C_1\alpha' + C_0, \end{aligned}\right\} \quad (9)$$

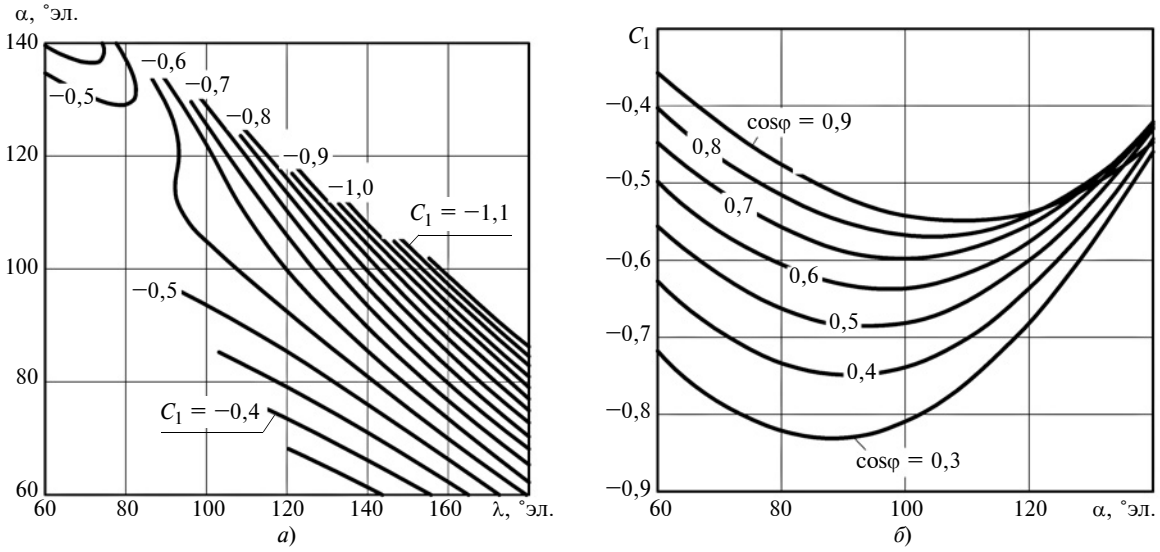


Рис. 4. Значения коэффициента C_1 в зависимости от углов α открытия и λ проводимости тиристоров (*а*) и при заданном коэффициенте cosφ мощности (*б*)

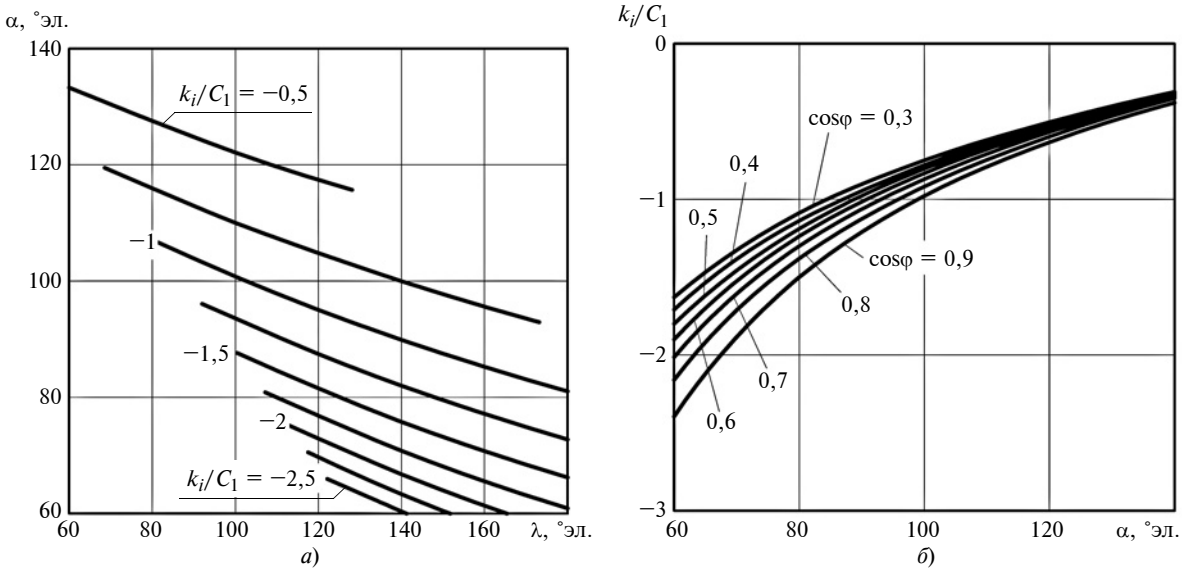


Рис. 5. Отношение k_i/C_1 в зависимости от углов α открытия и λ проводимости тиристоров (*а*) и при заданном коэффициенте cosφ мощности (*б*)

где C_0 и C_1 — коэффициенты, зависящие от коэффициента cosφ мощности, который, в свою очередь, может быть определен при известных значениях α и λ из уравнения.

С использованием фомул (8) и (9) получаем формулу для нахождения угла α, обеспечивающего заданную силу $I_{2\text{зад}}$ тока с учетом измерений в предыдущем периоде:

$$\alpha = \alpha' + (I_{2\ \text{зад}}/I_2' - 1)\,k_i'/C_1, \qquad (10)$$

где α и α′ — в радианах.

Линейный коэффициент C_1 регулировочной характеристики (10), определяемый значениями углов α открытия и λ проводимости тиристоров, найдем как первую производную k_i по α:

$$C_1 \approx \frac{k_i(\alpha + \Delta\alpha,\ \cos\varphi(\alpha, \lambda)) - k_i(\alpha,\ \cos\varphi(\alpha, \lambda))}{\Delta\alpha},$$

где Δα — достаточно малое приращение угла α открытия тиристоров. Численными методами с учетом уравнений (6) и (7), приняв Δα = 0,01 °эл., получили зависимости C_1, представленные на рис. 4.

Величина k_i/C_1 в формуле (10) может быть однозначно задана углами α и λ (рис. 5 *а*, *б*). Для упрощения процедуры вычисления k_i/C_1 в системах микропроцессорного управления контактной сваркой необходимо получить зависимость $k_i/C_1 = f(\alpha, \lambda)$, где функция f должна быть достаточно простой в реализации. В области значений α = 60÷140 °эл. и cosφ = 0,3÷0,9 зависимость $k_i/C_1 = f(\alpha, \lambda)$ можно аппроксимировать линейным двучленом (рис. 6):

$$k_i/C_1 = A_1\lambda + A_0, \qquad (11)$$

где λ — в радианах; A_0 и A_1 — коэффициенты, зависящие от α (рис. 7 *а*, *б*). Относительная погреш-

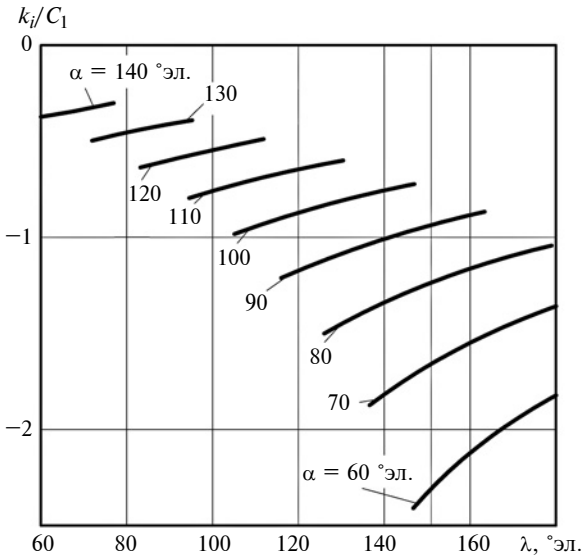


Рис. 6. Отношение k_i/C_1 в зависимости от угла λ проводимости тиристоров при заданном значении угла α открытия тиристоров

ность ω при этом, как правило, не превышает 2 % (рис. 7, *в*).

Нахождение коэффициентов A_0 и A_1 при заданных значениях α можно свести к вычислению полиномов 2-й или 3-й степени, коэффициенты которых определяют из условия минимизации погрешности.

В первом случае:

$$\left.\begin{aligned} A_1 &= 0{,}322\alpha^2 - 1{,}476\alpha + 1{,}949; \\ A_0 &= -1{,}748\alpha^2 + 8{,}560\alpha - 11{,}211, \end{aligned}\right\} \qquad (12)$$

во втором случае:

$$\left.\begin{aligned} A_1 &= -0{,}309\alpha^3 + 1{,}986\alpha^2 - 4{,}394\alpha + 3{,}627; \\ A_0 &= 1{,}521\alpha^3 - 9{,}86\alpha^2 + 22{,}55\alpha - 19{,}027, \end{aligned}\right\} \qquad (13)$$

где α — в радианах.

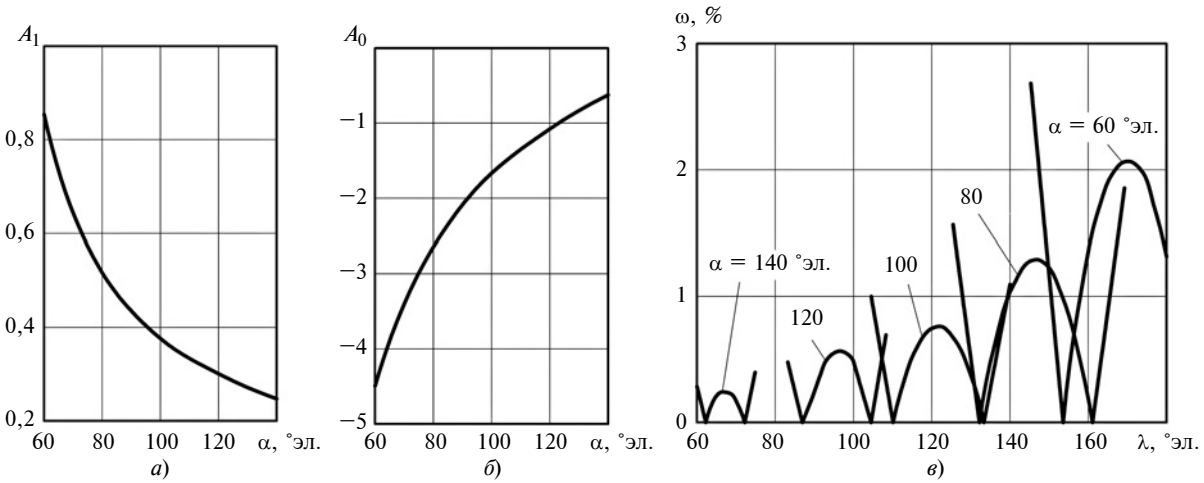


Рис. 7. Диаграммы значений коэффициентов A_1 (*а*) и A_0 (*б*) и погрешность ω аппроксимации (*в*)

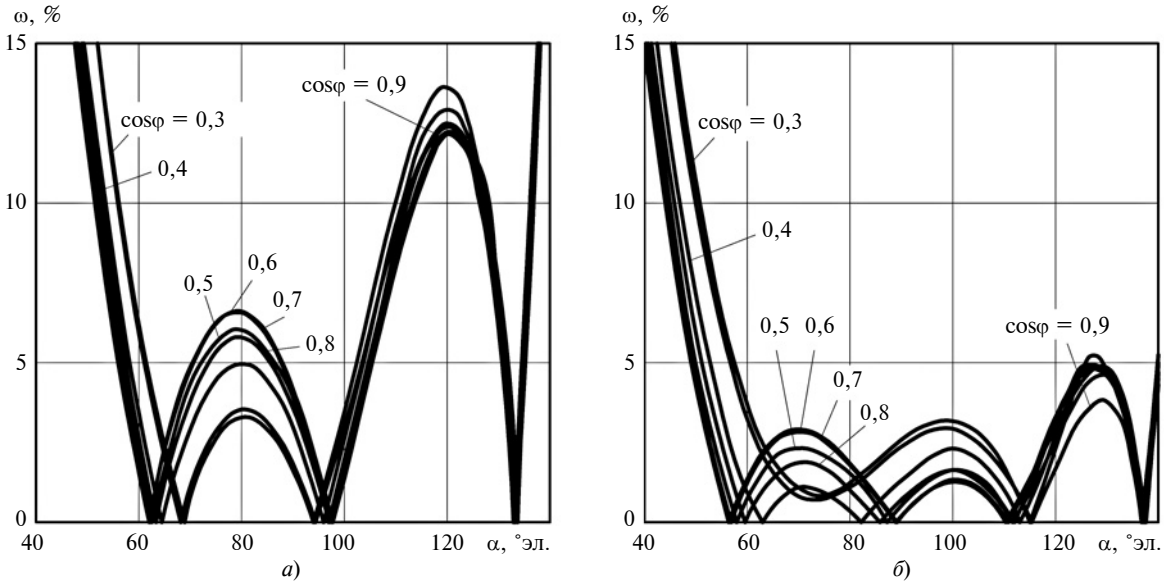


Рис. 8. Относительная погрешность ω вычисления k_i/C_1 согласно формуле (11) при аппроксимации значений A_0 и A_1 полиномами 2-й (*а*) и 3-й (*б*) степени при различных углах α открытия тиристоров и коэффициентах cosφ нагрузки

Реализация алгоритма стабилизации вторичного тока

Период	$U_с$ = 343 В, без окалины			$U_с$ = 368 В, без окалины			$U_с$ = 351 В, с окалиной			$U_с$ = 374 В, с окалиной		
	α, °эл.	λ, °эл.	I_2, кА	α, °эл.	λ, °эл.	I_2, кА	α, °эл.	λ, °эл.	I_2, кА	α, °эл.	λ, °эл.	I_2, кА
1	100	117	5,2	100	116	5,4	100	114	4,8	100	115	5,3
2	73	150	8,3	76	147	8,6	66	155	8,7	74	147	8,5
3	76	150	8,7	82	144	8,6	75	150	8,8	79	146	8,8
4	83	141	7,7	87	136	7,8	83	140	7,7	86	137	7,8
5	80	143	7,8	85	138	7,8	80	143	7,9	84	138	7,9
6	78	145	7,9	83	139	7,9	79	143	7,9	83	139	8,0
7	77	147	8,2	82	141	8,2	78	146	8,2	83	140	8,2

При аппроксимации A_0 и A_1 полиномами 2-й степени согласно формулам (12) относительная погрешность ω вычисления k_i/C_1 по выражению (11) не превышает 15 % (рис. 8, *а*), а полиномами 3-й степени согласно формулам (13) — 5 % (рис. 8, *б*).

Работу алгоритма управления с использованием выражений (11), (12) можно пояснить примером. На контактной машине МТПУ-300 сваривают образцы из стали 08Ю толщиной 0,8 мм на I ступени сварочного трансформатора ($K_т$ = 140) с заданной силой тока $I_{2зад}$ = 8 кА. При угле открытия тиристоров α′ = 90 °эл. (1,571 рад) были измерены сила вторичного тока I_2' = 5,2 кА и длительность импульса тока λ′= 132 °эл. (2,304 рад). Вычисления по формулам (11) и (12) дают $k_i/C_1 = -1{,}1$; вычисления по формулам (11) и (13) дают $k_i/C_1 = -1{,}054$. Согласно формуле (10) угол открытия тиристоров составит: в первом случае α = 1,571 − 1,1(8/5,2 − − 1) = 0,979 рад = 56 °эл.; во втором — α = 1,571 − − 1,054(8/5,2 − 1) = 1,003 рад = 57 °эл. При этом сила вторичного тока в следующем периоде будет: в первом случае I_2 = 7,8 кА; во втором — I_2 = 7,7 кА.

Некоторое расхождение сил I_2 вторичного и $I_{2зад}$ заданного токов объясняется погрешностью метода, связанной с упрощенным представлением регулировочной характеристики тока в виде формулы (3), хотя в действительности она не является линейной. Это расхождение, составляющее порядка сотен ампер, может быть признано незначительным и устраняется в следующем периоде сварочного тока.

Алгоритм управления током реализовывали на машине МТПУ-300 с помощью системы компьютерного управления СК-300 [10], позволяющей безынерционно отрабатывать возмущения и задавать любую программу изменения регулируемой величины (ток, напряжение, энергия).

Сварку хорошо зачищенных образцов и образцов с окалиной выполняли на V ступени трансформатора ($K_т$ = 100), задавали усилие сжатия электродов $F_{св}$ = 2,0 кН, длительность сварочного импульса $t_{св}$ = 0,14 с, диаметр рабочей поверхности электродов $d_{эл}$ = 4,6 мм, силу вторичного тока $I_{2зад}$ = 8 кА. Напряжение питания сварочной машины при различных условиях загрузки сети составляло $U_с$ = 340÷380 В. Приняли угол открытия тиристоров в первом полупериоде α′ = 100 °эл. В процессе сварки измеряли силу I_2 вторичного тока и напряжение $U_с$ сети регистратором РКДП-0401 (ЗАО "ЭЛЕКТРИК-МИКС"). Установлено, что предлагаемый алгоритм управления контактной сваркой позволяет стабилизировать силу вторичного тока в условиях действия возмущений (таблица).

Таким образом, на основании изучения особенностей протекания электрических процессов в контактной машине при фазовом регулировании предложен способ управления силой I_2 вторичного тока, предусматривающий включение контактной машины с углом α′ открытия тиристоров, измерение угла λ′ проводимости тиристоров и силы I_2' тока во вторичном контуре. Коррекцию угла α открытия тиристоров проводят по формуле (10), в которой отношение k_i'/C_1 вычисляют согласно выражениям (11) и (12). Предложенный способ существенно упрощает аппаратную часть сварочного оборудования и повышает эффективность регуляторов контактной сварки.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Оборудование** для контактной сварки: справочное пособие / Под ред. В. В. Смирнова. СПб.: Энергоатомиздат, 2000. 848 с.
2. **Регуляторы** контактной сварки микропроцессорные РКМ-803УХЛ4 и РКМ-803-1УХЛ4: паспорт. СПб: ЗАО "Электрик—МИКС", 2001. 36 с.
3. **Рыськова З. А., Федоров П. Д., Жемерева В. И.** Трансформаторы для электрической контактной сварки // Л.: Энергоатомиздат, 1990. 424 с.
4. **Пат. 4851635 США**: МПК B 23 K 11/24. Method and apparatus for determining the power factor of circuit.
5. **А. с. 1281358 СССР**: МПК B 23 K 11/24. Способ определения коэффициента мощности полнофазного включения при контактной точечной сварке.
6. **А. с. 1816603 СССР**: МПК B 23 K 11/24. Способ контроля активного сопротивления сварочного контура при контактной сварке.
7. **Ланкин Ю. Н., Семикин В. Ф., Байштрук Е. Н.** Стабилизация сварочного тока контактных точечных машин при колебаниях напряжения питающей сети // Автоматическая сварка. 2017. № 5—6. С. 40—42.
8. **Пат. 5589088 США**: МПК B 23 K 11/24. Method of regulating current in resistance welders.
9. **Пат. 2311273 Рос. Федерация**: МПК B 23 K 11/24. Способ автоматического измерения и регулирования тепловыделения при контактной точечной сварке.
10. **Микропроцессорное** управление контактной сваркой / А. В. Комиренко, А. С. Климов, В. С. Климов, А. Н. Анциборов // Автоматизация и современные технологии. 2012. № 9. С. 3—10.

УДК 621.9.025

С. В. СИЗОВ (АО "Ульяновский механический завод"), В. П. ТАБАКОВ, д-р техн. наук (Ульяновский ГТУ), e-mail: vpt1947@yandex.ru

Моделирование воздействия импульсной лазерной обработки на композицию "твердосплавная основа — износостойкое покрытие"[1]

Приведены результаты моделирования воздействия импульсной лазерной обработки на температуру и напряжения, возникающие в композиции «твердосплавная основа — износостойкое покрытие». Установлены законы их изменения, определены критические плотности мощности для твердых сплавов без покрытия и композиций с разными покрытиями.

Ключевые слова: импульсная лазерная обработка, плотность мощности, температура, напряжения, твердый сплав, износостойкое покрытие.

The results of modeling the effects of pulsed laser processing on the temperature and stresses taking place in the "hard-alloy base — wear resistant coating" composition are presented. The laws of their changes are established, critical power densities for non-coated hard alloys and compositions with different coatings are determined.

Keywords: pulsed laser processing, power density, temperature, stresses, hard alloy, wear-resistant coating.

Износостойкие покрытия существенно повышают работоспособность режущих инструментов на операциях механической обработки [1—5]. Для повышения эффективности инструментов используют новые покрытия с модифицированными составами, многослойные покрытия, которые наиболее полно отвечают требованиям к износостойкости, и дополнительную упрочняющую обработку [6—9]. Одним из методов такой обработки является импульсная лазерная обработка (ИЛО) [10—15]. Использование ИЛО для однослойных износостойких покрытий повышает их микротвердость и прочность адгезии с инструментальной основой, а следовательно, и работоспособность режущих инструментов. Определение технологических параметров ИЛО требует значительного времени на экспериментальные исследования, для сокращения которого используют аналитические модели [13—15].

[1] Работа выполнена при поддержке РФФИ. Грант № 18-48-730011.

Цель данной работы — определение технологических параметров ИЛО путем моделирования его воздействия на композицию "твердосплавная основа — износостойкое покрытие" ("ТО — ИП") с использованием программы Ansys Mechanical APDL.

Моделировали нагрев режущих пластин с покрытиями лазерным излучением в виде импульса круговой формы ∅1 мм длительностью 4 мс, с шагом 0,01 мс. Для сокращения вычислений рассматривали осесимметричную задачу. В ходе моделирования решали уравнения теплопроводности и напряженного состояния с учетом изменения размеров в результате теплового расширения. Для получения высокой точности моделирования быстропротекающего процесса построили параметрическую модель режущего инструмента с покрытием. Модель разбили на регулярную сетку со сгущением к зоне воздействия ИЛО с использованием конечных элементов PLANE223, что позволило решить сопряженную задачу теплопроводности и напряженного состояния. Использовали твердосплавные пластины МК8 производства МКТС и НТi10 фирмы MITSUBISHI CARBIDE, на которые наносили однослойные покрытия TiN, NbN, TiZrN, TiZrCrN и многослойные TiN—TiZrN, TiN—TiZrN—TiZrCrN, TiN—TiZrN—TiN. Некоторые теплофизические свойства твердых сплавов и износостойких покрытий представлены в табл. 1 [16—18]. Теплофизические свойства многоэлементных покрытий

Таблица 1

Теплофизические свойства ТО и ИП

Свойства	HTi10	MK8	TiN	NbN	TiZrN	TiZrCrN
Теплопроводность при 20 °С, Вт/(м · К)	62,8	20,9	19,25	3,77	19,44	18,59
Коэффициент термического линейного расширения $\times 10^6$, град$^{-1}$	4,9	5,5	7,1	10,1	7,33	7,35

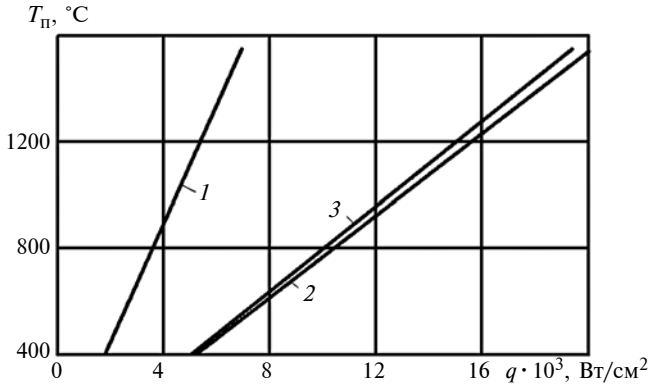


Рис. 1. Влияние плотности q мощности ИЛО на температуру $T_п$ покрытий МК8 (*1*), НТi10 (*2*) и НТi10 + (TiN—TiZrN) (*3*)

рассчитывали по методике работы [19]. Остаточные напряжения σ_o определяли на дифрактометре "ДРОН-3М", микротвердость $H_μ$ — на микротвердомере Mitutoyo NH-125 с использованием пирамид Виккерса для твердого сплава и Кнупа — для покрытия.

При выборе энергии лазерного излучения (критической плотности $q_{кр}$ мощности) для обработки композиции "ТО — ИП" необходимо установить критерии, превышение которых приведет к образованию в ней трещин и последующему разрушению покрытия. Такими критериями могут служить температура, при которой начинается разрушение материала связующей фазы, и напряжения, вызывающие образование трещин на поверхности твердосплавной основы (ТО) или на ее границе с износостойким покрытием (ИП). Обозначим эти критерии соответственно K_T и $K_н$. Для твердых сплавов на кобальтовой связке температура разрушения материала связующей фазы составляет 1200 °С [16, 17]. Образование трещин возможно, если напряжения, вызванные ИЛО, превысят допускаемые растягивающие напряжения ТО. Согласно работе [18] минимальные растягивающие напряжения одно- и двухкарбидных твердых сплавов составляют соответственно 1800 и 1600 МПа.

Моделировали влияние плотности мощности ИЛО на температуру и напряжения, возникающие на поверхности ТО без покрытия, а для композиции "ТО — ИП" на границе ИП с ТО. Результаты моделирования температуры для разных композиций "ТО — ИП" приведены на рис. 1 и в табл. 2.

Исследованиями установлено, что температура на поверхности пластин без покрытия и на границе ИП с ТО зависит от теплопроводности твердосплавной основы и износостойких покрытий, а для многослойных покрытий — от теплопроводности верхнего слоя.

Наибольшее влияние на температуру при ИЛО оказывает теплопроводность ТО. Значительное различие теплопроводностей твердых сплавов МК8 и НТi10 обусловливает значимые разности температур в результате ИЛО. Из рис. 1 видно, что при одной и той же плотности q мощности ИЛО температура $T_п$ на поверхности пластин МК8 значительно выше, чем на поверхности пластин НТi10.

Для композиций "ТО — ИП" температура на поверхности покрытий и на границе покрытия с твердосплавной основой выше аналогичного показателя для твердого сплава без покрытия. Это объясняется более низкими теплопроводностями покрытий по сравнению с твердыми сплавами. Теплопроводность разных покрытий на основе нитрида титана отличается незначительно (см. табл. 1), поэтому температура для композиций "ТО — ИП" с разными покрытиями практически одна и та же (см. табл. 2). В то же время при увеличении разницы теплопроводностей покрытия и ТО различие температур становится значительным. Например, при воздействии ИЛО на композицию "ТО — ИП" с покрытием нитрида NbN, теплопроводность которого в 5,1 раза ниже теплопроводности нитрида TiN, температура на 16 % выше.

На основании результатов исследования температуры при моделировании воздействия ИЛО на композицию "ТО — ИП" определили критическую плотность $q_{кр}$ мощности по критерию K_T (табл. 3) — для твердого сплава МК8 она составила $5{,}37 \cdot 10^3$ Вт/см^2, для сплава НТi10 — $15{,}6 \cdot 10^3$ Вт/см^2. Нанесение покрытий на пластины МК8 и НТi10 практически не изменяет критическую плотность мощности для композиции "ТО — ИП". Например,

Таблица 2

Влияние плотности q мощности ИЛО на температуру $T_п$ и напряжения σ на границе ИП с ТО

Твердосплавная основа	Плотность q, Вт/см^2	Температура $T_п$, °С (числитель) и напряжения σ, МПа (знаменатель)					
		TiN	TiZrN	TiZrCrN	NbN	TiN—TiZrN	TiN—TiZrN—TiZrCrN
МК8	6000	1324 / 2186	1324 / 2504	1332 / 2559	—	1324 / 2504	1332 / 2559
НТi10	12000	922 / 1553	922 / 1835	919 / 1879	1115 / 1737	922 / 1835	919 / 1879

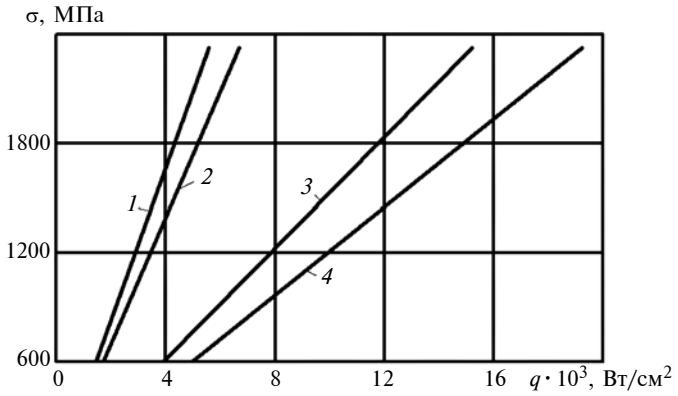


Рис. 2. Влияние плотности q мощности на напряжения σ в покрытиях МК8 + (TiN—TiZrN) (*1*), МК8 (*2*), НТi10 + (TiN—TiZrN) (*3*) и НТi10 (*4*)

разница величин $q_{кр}$ для твердого сплава МК8 с покрытием и без покрытия не превысила 3,7 %, а для разных покрытий составила 2,7 %. Для твердого сплава НТi10 с разными покрытиями различие критической плотности мощности еще меньше. Полученные результаты объясняются разницей теплопроводностей покрытий на основе нитрида титана и твердосплавной основы. Теплопроводность твердого сплава МК8 на 7÷8 % выше теплопроводности покрытий, а твердого сплава НТi10 — выше в 3,2 раза. Это подтверждают данные по критической плотности мощности для композиции "ИП — ТО" с покрытием нитрида ниобия NbN. Более существенная разница теплопроводностей нитрида NbN и твердого сплава НТi10 является причиной большего снижения критической плотности мощности по сравнению с другими покрытиями.

Результаты исследования влияния плотности мощности ИЛО на напряжения на поверхности твердосплавной основы и на границе покрытий с твердосплавной основой приведены на рис. 2 и в табл. 3. Приведенные данные показывают, что влияние плотности мощности ИЛО на напряжения больше ее влияния на температуру. Напряжения, вызванные действием ИЛО на ТО, зависят от ее теплофизических свойств. Меньшая теплопроводность твердого сплава МК8 по сравнению со сплавом НТi10 ведет к более интенсивному росту напряжений при увеличении плотности мощности ИЛО (см. рис. 2). Для композиций "ТО — ИП" с покрытиями напряжения от действия ИЛО выше, чем для твердого сплава без покрытия, а их величина определяется разницей коэффициентов термического линейного расширения материалов покрытия и твердосплавной основы. Для каждой твердосплавной основы увеличение разницы коэффициентов термического линейного расширения ведет к росту напряжений. Для твердого сплава МК8, используемого в качестве основы, коэффициент термического линейного расширения которого больше, чем сплава НТi10, напряжения повышаются на 4,7÷22,5 %, а для сплава НТi10 — на 7÷29,5 %. Как и в случае с температурой, в композициях "ТО — ИП" с однослойным и многослойным покрытием, состав верхнего слоя которого тот же, что и у однослойного покрытия, напряжения одинаковые.

Таким образом, исследования показали, что напряжения в композиции "ТО — ИП" с многослойным покрытием определяются слоем с большим коэффициентом термического линейного расширения. Из табл. 2 видно, что напряжения в композициях "ТО — ИП" с покрытиями TiZrN и TiN—TiZrN такие же, как и с покрытиями TiZrCrN и TiN—TiZrN—TiZrCrN. В то же время, в композициях "ТО — ИП" с покрытиями TiN и TiN—TiZrN—TiN напряжения различны (например, для твердосплавной основы НТi10 при $q_{кр}$ = 12 000 Вт/см^2 напряжения равны соответственно 1553 и 1878 МПа), что связано с наличием в данном многослойном покрытии слоя TiZrN, коэффициент термического линейного расширения которого выше, чем слоя TiN.

Критические плотности $q_{кр}$ мощности ИЛО, определенные по критерию $K_н$, для разных композиций "ТО — ИП" представлены в табл. 3. Сравнение значений $q_{кр}$, полученных по критериям K_T и $K_н$, показывает большее влияние на критическую плотность мощности напряжений, возникающих в композиции "ТО — ИП" при воздействии ИЛО. Как отмечалось, критическая плотность мощности ИЛО,

Таблица 3

Значения критической плотности $q_{кр}$ мощности ИЛО при воздействии на композиции "ИП—ТО"

Твердосплавная основа	Плотность $q_{кр}$, 10^3 Вт/см^2, по критериям K_T (числитель) и $K_н$ (знаменатель)						
	Без покрытия	TiN	TiZrN	TiZrCrN	NbN	TiN—TiZrN	TiN—TiZrN—TiZrCrN
МК8	$\frac{5,54}{4,59}$	$\frac{5,48}{4,38}$	$\frac{5,42}{3,8}$	$\frac{5,33}{3,75}$	—	$\frac{5,53}{3,8}$	$\frac{5,33}{3,75}$
НТi10	$\frac{15,6}{14,9}$	$\frac{15,01}{13,9}$	$\frac{15,01}{11,8}$	$\frac{15,06}{11,49}$	$\frac{12,91}{12,44}$	$\frac{15,01}{11,8}$	$\frac{15,06}{11,49}$

определенная по критерию K_T, зависит от теплопроводности ТО и практически остается постоянной для разных составов покрытий на основе нитрида титана. Плотность мощности ИЛО, определенная по критерию $K_н$, снижается при переходе от ТО без покрытия к композициям "ТО — ИП" с одноэлементным и многоэлементным покрытием, что связано с увеличением разницы коэффициентов термического линейного расширения ТО и покрытий. Для твердосплавных основ без покрытия разница плотности мощности, определенная по критериям K_T и $K_н$, не превышает 15 и 5,6 % соответственно для сплавов МК8 и НТi10, при этом напряжения, соответствующие полученным значениям $q_{кр}$, не превышают допустимый интервал значений растягивающих напряжений для данных сплавов.

Для композиций с покрытиями разница критических плотностей мощности ИЛО, определенных по критериям K_T и $K_н$, увеличивается при увеличении коэффициента термического линейного расширения покрытий и для твердосплавных основ МК8 и НТi10 составляет соответственно 29 и 24 %. Большее значение $q_{кр}$ для композиции "ТО — ИП" с покрытием NbN по сравнению с композициями "ТО — ИП" с покрытиями на основе TiN объясняется низкой теплопроводностью и высоким коэффициентом термического линейного расширения покрытия NbN. Несмотря на то что при воздействии ИЛО температура на поверхности покрытия NbN по сравнению с покрытием TiN выше (соответственно 1115 и 959 °С), более низкая теплопроводность NbN является причиной того, что на границе NbN и TiN с твердосплавной основой температура практически одинаковая — соответственно 925 и 922 °С (см. табл. 2). Соответственно, и напряжения, возникающие на границе покрытия с твердосплавной основой, также практически одинаковые.

Увеличение разницы коэффициентов термического линейного расширения твердосплавной основы и покрытий ведет к снижению температуры, соответствующей критической плотности мощности (рис. 3). Однако для твердых сплавов МК8 и НТi10 без покрытия и с соответствующими покрытиями эта разница не превышает 10 %.

Анализ полученных результатов показал, что при выборе критической плотности мощности ИЛО следует принять критерий $K_н$, который более объективно характеризует его влияние на композицию "ТО — ИП". Для подтверждения результатов моделирования экспериментально исследовали влияние плотности мощности ИЛО на микротвердость и остаточные напряжения твердых сплавов МК8 и НТi10 без покрытия и композиции "ТО — ИП" с покрытием TiN (рис. 4).

Экспериментальные значения критической плотности мощности ИЛО определяли по моменту начала уменьшения микротвердости твердосплавной основы и покрытия и образования в них трещин. Установлено, что микротвердость пластин МК8 и НТi10 уменьшается, если плотность мощности превысит соответственно $5{,}3 \cdot 10^3$ и $14{,}2 \cdot 10^3$ Вт/см^2. При этом наблюдается резкое снижение сжимающих остаточных напряжений в твердосплавной основе и трансформация их в рас-

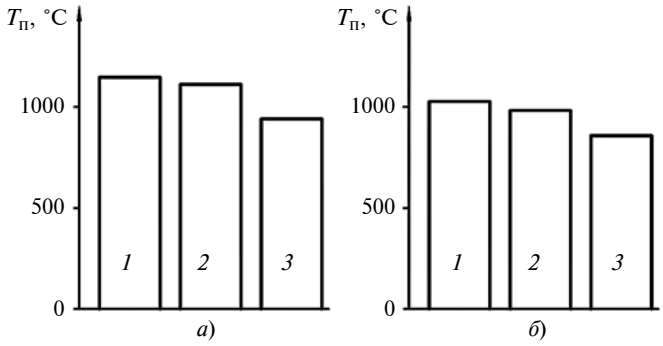


Рис. 3. Температура $T_п$, соответствующая критической плотности мощности ИЛО, при воздействии на пластины НТi10 (*а*) и МК8 (*б*):
1 — НТi10; *2* — НТi10 + TiN; *3* — НТi10 + TiN—TiZrN; *4* — МК8; *5* — МК8 + TiN; *6* — МК8 + TiN—TiZrN

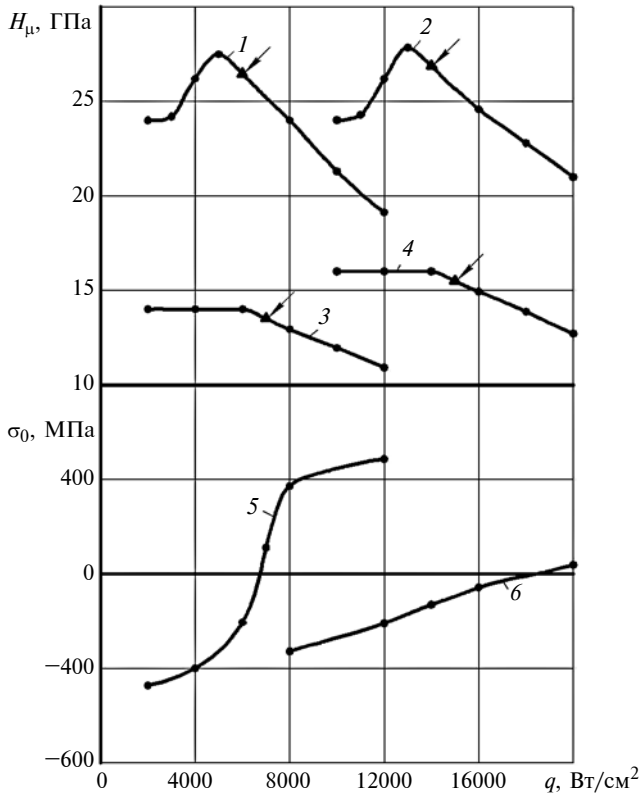


Рис. 4. Влияние плотности q мощности ИЛО на микротвердость $H_ц$ (*1—4*) и остаточные напряжения σ_0 (*5* и *6*) для МК8 + TiN (*1*), НТi10 + TiN (*2*), МК8 (*3*), НТi10 (*4*), МК8 (*5*) и НТi10 (*6*)

тягивающие напряжения (см. рис. 4, кривые *5* и *6*). Микротвердости твердосплавных основ с покрытием TiN начинают уменьшаться при меньших значениях плотности мощности по сравнению с твердым сплавом без покрытия — соответственно $4{,}9 \cdot 10^3$ и $12{,}9 \cdot 10^3$ Вт/см^2. При превышении указанных значений плотности мощности ИЛО на поверхностях твердого сплава и покрытия TiN образуются трещины. Плотности мощности, при которых начиналось образование трещин, отмечены на рис. 4 стрелками. Сравнение значений критической плотности мощности, полученных экспериментальным путем и моделированием, в зависимости от материала твердосплавной основы составили 5,7÷15,2 %.

Таким образом, проведенные экспериментальные исследования подтвердили адекватность результатов моделирования и полученных значений критической плотности мощности ИЛО.

Выводы

1. При воздействии ИЛО температура на поверхности твердого сплава и на границе покрытия с ТО для композиций "ТО — ИП" больше зависит от теплопроводности твердого сплава и меньше от теплопроводности покрытий.

2. Напряжения, возникающие на поверхности твердого сплава в результате ИЛО, определяются его теплопроводностью, а для композиций "ТО — ИП" дополнительно разницей коэффициентов термического линейного расширения ТО и покрытия и возрастают по мере ее увеличения.

3. Критическая плотность мощности ИЛО для композиций "ТО — ИП" определяется по величине напряжений на границе покрытия с ТО, которые не должны превышать критических растягивающих напряжений твердого сплава.

4. Критическая плотность мощности ИЛО для композиций "ТО — ИП" зависит от теплофизических свойств ТО и покрытий и снижается при увеличении разности их коэффициентов термического линейного расширения.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Табаков В. П.** Работоспособность режущего инструмента с износостойкими покрытиями на основе сложных нитридов и карбонитридов титана. Ульяновск: УлГТУ, 1998. 122 с.

2. **Табаков В. П.** Формирование износостойких ионно-плазменных покрытий режущего инструмента. М.: Машиностроение, 2008. 311 с.

3. **Верещака А. С.** Работоспособность режущего инструмента с износостойкими покрытиями. М.: Машиностроение, 1993. 336 с.

4. **Табаков В. П., Чихранов А. В.** Износостойкие покрытия режущего инструмента, работающего в условиях непрерывного резания. Ульяновск: УлГТУ, 2007. 255 с.

5. **Табаков В. П., Смирнов М. Ю., Циркин А. В.** Работоспособность торцовых фрез с многослойными износостойкими покрытиями. Ульяновск: УлГТУ, 2005. 151 с.

6. **Табаков В. П., Григорьев С. Н., Верещака А. С.** Принципы формирования и технологии нанесения износостойких покрытий режущего инструмента. Ульяновск: УлГТУ, 2012. 196 с.

7. **Верещака А. С., Григорьев С. Н., Табаков В. П.** Методологические принципы создания функциональных покрытий для режущего инструмента // Упрочняющие технологии и покрытия. 2013. № 2. С. 18—39.

8. **Tabakov V. P.** The Influence of Machining Condition Forming Multilayer Coatings for Cutting Tools // Key Engineering Materials. 2012. V. 496. P. 80—85. Trans Tech Publications, Switzerland

9. **Tabakov V. P., Vereschaka A. S.** Development of technological means for formation of multilayer composite coatings, providing increased wear resistance of carbide tools, for different machining condition // Key Engineering Materials. 2014. V. 581. P. 55—61. Trans Tech Publications, Switzerland.

10. **Neves D., Diniz A. E., Lima M. S. F.** Microstructural analyses and wear behavior of the cemented carbide tools after laser surface treatment and PVD coating // Appl. Surf. Sci. 2013. 282. P. 680—688.

11. **Neves D., Diniz A. E., Lima M. S. F.** Efficiency of the laser texturing on the adhesion ofthe coated twist drills // Journal of Materials Processing Technology 2006. 179. P. 139—145.

12. **Arroyo J. M., Diniz A. E., Lima M. S. F.** Wear performance of laser precoating treated cemented carbide milling tools // Wear. 2010. V. 268. P. 1329—1336.

13. **Табаков В. П., Власов С. Н.** Комбинированная упрочняющая обработка режущего инструмента. Димитровград: ДиТУД, 2003. 124 с.

14. **Табаков В. П., Власов С. Н.** Повышение работоспособности режущего инструмента путем комбинирования упрочнения // СТИН. 2001. № 12. С. 5—9.

15. **Влияние** комбинированной упрочняющей обработки на параметры структуры и механические свойства многослойных износостойких покрытий режущего инструмента / В. П. Табаков, М. Ю. Смирнов, С. Н. Власов и др.// Упрочняющие технологии и покрытия. 2012. № 2. С. 41—48.

16. **Григорьянц А. Г.** Основы лазерной обработки материалов. М.: Машиностроение, 1989. 304 с.

17. **Лошак М. Г.** Прочность и долговечность твердых сплавов. Киев: Наукова думка, 1984. 328 с.

18. **Андриевский Р. А., Спивак И. И.** Прочность тугоплавких соединений и материалов на их основе: Справ. изд. Челябинск: Металлургия, Челябинское отделение, 1989. 368 с.

19. **Штремель М. А.** Прочность сплавов. Ч. II. Деформация: Учеб. для вузов. М.: МИСИС, 1999. 527 с.

УДК 621.9

Д. Т. ХОДЖИБЕРГЕНОВ, д-р техн. наук, З. А. ИБРАГИМОВА, д-р Ph. D., У. Д. ХОДЖИБЕРГЕНОВА (Южно-Казахстанский ГУ им. М. Ауезова, г. Шымкент), А. АБДУКАРИМОВ, канд. техн. наук (Ташкентский ГТУ им. И. А. Каримова), К. Т. ШЕРОВ, д-р техн. наук (Карагандинский ГТУ), А. ЕСИРКЕПОВ (ТОО «KARLSKRONA LC AB», г. Шымкент), e-mail: hadji@mail.ru

Некоторые аспекты программного обеспечения для проектирования и испытаний режущих инструментов[1]

Рассмотрены основы разработки программного обеспечения для расчета параметров процесса резания, сопровождающее и имитирующее реальный процесс обработки. Данное программное обеспечение можно использовать при создании и испытании новых режущих инструментов.

Ключевые слова: резание, программное обеспечение, деформация, модель, оснастка, инструмент, шероховатость.

The basics of software development for cutting parameters calculation, accompanying and simulating the actual processing. This software can be used to create and test new cutting tools.

Keywords: cutting, software, deformation, model, tooling, tool, roughness.

В машиностроении более 70 % технологических операций относятся к механической обработке [1]. Основные движущиеся детали машин, испытывающие динамические нагрузки, обрабатывают резанием [2]. Точность и качество деталей во многом зависят от обрабатывающих инструментов и технологического оборудования. Большую часть себестоимости детали составляет расход на инструменты. При резании инструмент, как правило, является расходным материалом. При черновом резании труднообрабатываемых материалов износ резца можно наблюдать даже визуально.

В производстве машиностроительных деталей большое значение имеет комплектация металлорежущих станков, особенно с ЧПУ. Приспособления, оснастки и оправки в большинстве случаев предназначены только для определенных моделей ЧПУ и не подходят к другим станкам. Оснастки применяют для рамочных переходов операции резания. При изготовлении новой детали технолог решает ряд задач: приспособление инструмента к данному переходу, выбор резца, выбор режущей пластины.

Существует большое число программ для автоматизированного проектирования изделий. Широкое применение получили системы CAD, CAM, CAE, однако в них отсутствует подпрограмма для конструирования и испытания новых режущих инструментов.

Производители режущего инструмента не раскрывают деталей создания нового инструмента. В справочниках для технологов и резальщиков нет информации по созданию резцов требуемой геометрии с соответствующей оснасткой. Заводы, как правило, обращаются к производителю и заказывают необходимую оснастку и инструмент.

Для повышения конкурентоспособности машиностроительных предприятий необходимы программные продукты для реализации инновационных идей по подбору новой геометрии инструмента с соответствующей оправкой. При создании новых инструментов требуется много времени и материальных затрат для проведения экспериментов [3]. Кроме того, важно знать, что полученные данные исследований правдивы для предложенного инструмента.

На сегодняшний день по резанию имеется огромный объем информации, с которым необходимо ознакомиться при создании новой модели, однако основные схемы резаний и геометрия инструментов в основном остаются прежними [4—6]. При разработке следует учитывать всю технологическую систему станок—приспособления—инструмент—деталь.

До применения информационных технологий при создании новой техники проводили многозатратные эксперименты, при которых опытные образцы разрушались. Сегодня параметры детали можно оптимизировать с помощью готовых программ.

Для инструментального производства нет комплексной программы, в которой, задав геометрию и материал инструмента, режимы резания и марку обрабатываемого материала, можно получить хотя бы приближенные данные по силовым параметрам обработки и износу инструмента.

Цель настоящей работы — создание алгоритмов технологического процесса с имитацией формообразования и применением интегрально-дифференциальных уравнений для разработки программного продукта, обеспечивающего прогнозирование параметров резания.

[1] Проект AP05132157 «Разработка имитационных моделей процессов резания и прогнозирования на их основе оптимальных параметров инструмента и режимов обработки» Министерства образования и науки Республики Казахстан.

Материал и результаты исследований

Для создания модели, определяющей и прогнозирующей параметры процесса резания, необходимо визуализировать процесс обработки.

Исходя из схемы процесса резания металлов (рис. 1), основу программы должны составлять координатные статические плоскости.

Сравнением статических и кинематических рабочих плоскостей оцениваются физические процессы резания. Учитывая разницу кинематических и статических углов инструментов, можно оптимизировать углы резания. Геометрию инструмента необходимо связать с моделью, отражающей параметры режима резания: глубину t резания, частоту вращения n заготовки; подачу S, число шпинделей.

Модели сил резания разрабатываются в развернутом виде:

нормальная сила N — сила, воздействующая на переднюю поверхность резца;

сила трения $F = \mu N$ между срезаемым слоем и передней поверхностью резца;

составляющие P_x, P_y, P_z силы резания;

крутящий момент M.

Необходимо также учитывать деформацию срезаемого слоя, который является основным фактором, влияющим на процесс резания. Однако о деформации сдвигаемого слоя до сих пор есть разные мнения [7—9]. Так, в работах по процессу деформации при резании металлов таких исследователей, как Тим, Пиаспенен, Мерчант, Бобров, Грановский, Усачев, Кобаяш, Розенберг, Зорев, Резников, Дерганов, Брикс, Пальмер, Оксли, Окушими и Хитоми [7—9], имеются противоположные результаты — одни утверждают, что угол сдвига составляет β_1, другие, что это угол β_2 в развитой зоне деформации.

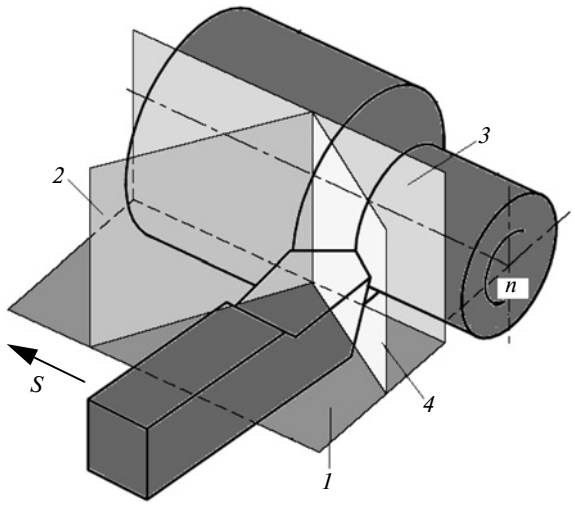


Рис. 1. Координатные статические плоскости в схеме процессе резания металлов:

1 — основная статическая плоскость; *2* — статическая плоскость резания; *3* — рабочая статическая плоскость; *4* — основная тангенциальная плоскость

Поэтому уточним определение угла β сдвига, используя одну из моделей Максвелла, Фойгхта или Прандтля.

Известно, что качество обработанной поверхности и изнашивание инструмента во многом зависят от тепловых факторов процесса резания. При разработке температурных зависимостей необходимо учитывать распространение выделяемой при резании теплоты в обрабатываемом материале, резце, окружающей среде, теплоты, отводимой охлаждающей жидкостью и стружкой.

Важным аспектом резания является изнашивание инструмента. Поэтому необходима модель стойкости инструмента, учитывающая вид и характер изнашивания.

Также необходима модель обработанной поверхности, отражающая шероховатость и объем срезаемого слоя.

Модели должны охватывать все аспекты процесса формообразования на базе координатных статических плоскостей и учитывать напряженно-деформированное состояние (НДС), обусловленное процессами растяжения и сжатия материалов при резании.

Академик Треска, исследуя вопросы пластического деформирования металлов, не сумел найти адекватного объяснения процесса резания и объяснял обработку металлов резанием как истечения металлов под влиянием их сдавливания [10].

Для описания сложных процессов, к которым относится и процесс резания, применяют высшую математику и, в частности, вероятностно-статистические методы, а также задачи механики твердых деформируемых тел [11—13]. Поэтому для разработки прикладных программ необходимо использовать теории прочности и деформирования твердых тел, которая обеспечила бы вероятностно-статистические описания таких процессов, как пластическое течение, хрупкое разрушение, усталостное разрушение и ползучесть. В настоящее время имеются лишь феноменологические описания данных процессов, т. е. в лучшем случае выражается согласие с теми или иными ограниченными экспериментальными данными. Численные методы решения задач на НДС позволяют определить весовые функции в табличном или графическом виде [14, 15]. В исследованиях на базе регулярных процессов в динамической постановке задачи должны разрабатываться решения по определению деформаций, тепловых явлений, взаимодействий контактирующих тел.

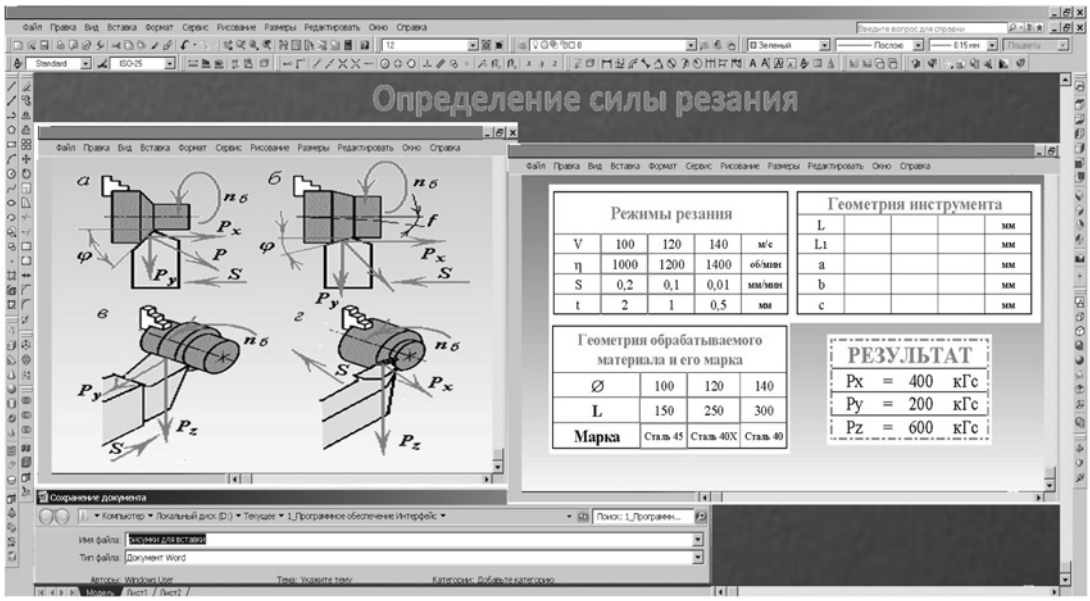
Необходимы интегрально-дифференциальные уравнения, описывающие весовые функции для динамических задач наследственно-деформируемых систем и новые численные и аналитические методы их решения. По результатам исследований

планируется разработать алгоритм расчета взаимных корреляционных функций входного процесса, пригодных для аппроксимации автокорреляционных функций, полученных в результате обработки реальных экспериментальных данных процесса резания.

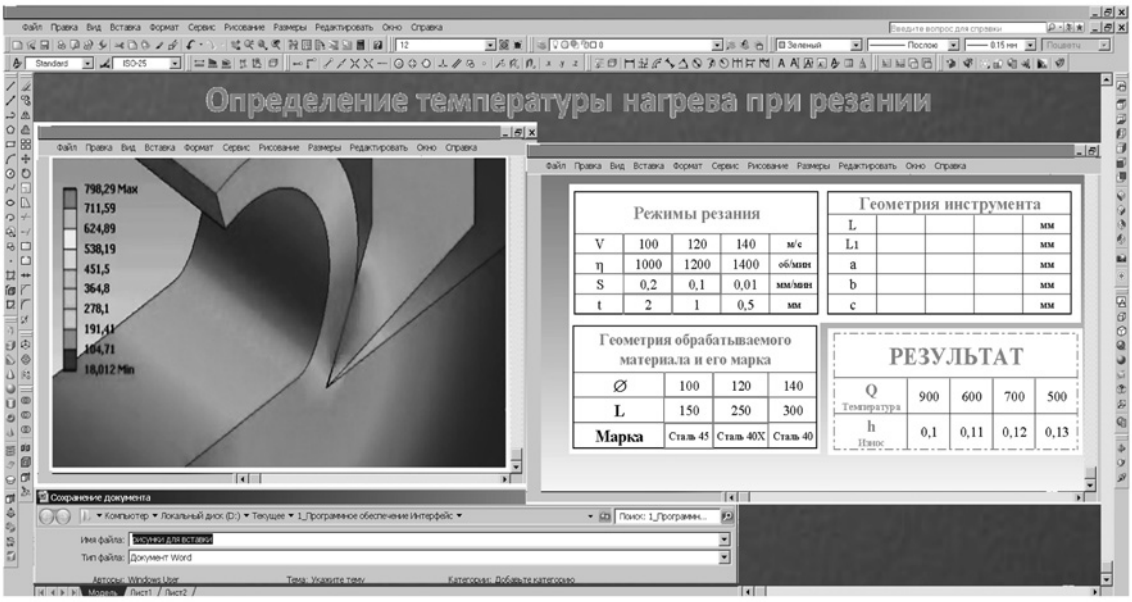
Сегодня проводятся аналитические исследования структурно-параметрического анализа процесса формообразования. Рассматривается процесс резания с позиции системного подхода как процесса, имеющего структуру с определенными функциональными свойствами и взаимосвязями ее составляющих элементов: режущие инструменты, показатели режима резания, параметры установки инструмента относительно обрабатываемой поверхности, параметры выхода.

Параметры структурных элементов жестко связаны между собой, изменение одного приводит к определенным изменениям остальных. Это обуславливает возможность управления процессом путем варьирования параметров структурных элементов, которые можно назначать в определенном диапазоне. Из рабочего диапазона можно выбрать легко изменяемые параметры режима резания или параметры установки.

Для упрощения использования программного продукта в дальнейшем можно уточнить некоторые параметры резания известными способами [7—9].



а)



б)

Рис. 2. Примеры интерфейса предлагаемой программы:
а — расчет сил резания; *б* — расчет температуры резания и интенсивности изнашивания режущей кромки инструмента

Решение задач по определению формы и размеров срезанного слоя связано с построением и анализом математической модели траектории относительного движения инструмента и заготовки для произвольной точки режущей кромки. Задаваясь формой профиля режущего элемента с использованием полученной математической модели, можно определить форму срезаемого слоя. Данные задачи решаются с использованием классических методов аналитической геометрии в пространстве и на плоскости. Далее анализируется влияние параметров операции на форму и размеры срезаемого слоя для определения путей управления процессом. Задачу можно решать, используя компьютерное моделирование, процедура которого хорошо формализована, но требует разработки оригинальных алгоритмов и использования уникальных программных обеспечений.

Для проверки адекватности полученных решений необходимы экспериментальные исследования с использованием измерительной техники. Особого внимания требует моделирование формы срезаемого слоя. Это связано с практически неизбежным проскальзыванием режущего инструмента в зоне контакта, что существенно влияет на механизм образования стружки. Решение данной задачи предполагает использование закономерностей механики планетарных механизмов и неголономной системы для оценки движения режущего элемента. Моделирование предполагает использование специальных материалов заготовки, мгновенной остановки процесса резания, выполнения компьютерной имитации. Данные работ специфичны для разрабатываемого метода получения стружки резанием.

Получение количественных данных, отображающих зависимость прочностных свойств материала от схемы нагружения и температурно-скоростных условий резания, связано с трением на контактных поверхностях. Поэтому необходима установка, имитирующая процессы деформации при резании.

В механике сплошных сред свойства материала при деформировании принято связывать с тремя основными параметрами: температурой θ деформации, степенью ε деформации, скоростью $\dot{\varepsilon}$ деформации.

Теплопроводности контактирующих твердых тел в состояниях покоя и движения определяются экспериментально.

Адекватность получаемых результатов проверяется сравнением с экспериментальными данными. Их расхождение можно использовать для уточнения математических моделей.

Для наглядности предлагается использовать имитацию процесса резания, которая должна отражать следующее:

процессы деформации материала и формирования стружки;

значения составляющих сил резания;

тепловые процессы и температуру резания;

износ инструмента.

Предполагаемый вид интерфейса показан на рис. 2.

Ведутся работы по созданию алгоритма расчета в среде Excel по вводимым параметрам процесса формообразования и режима резания (частота вращения шпинделя, скорость резания, поперечная и продольная подачи, глубина резания, вид инструмента, показатели свойств обрабатываемого материала и материала инструмента, размеры детали и заготовки и др.).

На основании расчетных зависимостей силы и температуры резания, износа режущей части инструмента от режимов резания будет разрабатываться алгоритм расчета взаимных корреляционных функций входного процесса.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЕ ССЫЛКИ

1. **Stephenson D. A., Agapiou J. S.** Metal Cutting Theory and Practice. CRC Press Content, 2005. 864 p.
2. **Суслов А. Г. Дальский А. М.** Научные основы технологии машиностроения. М.: Машиностроение, 2002. 684 с.
3. **Солоненко В. Г., Рыжкин А. А.** Резание металлов и режущие инструменты. С.-Пб.: Высшая школа, 2007. 416 с.
4. **Ходжибергенов Д. Т.** Разработка научных основ, технологии и режущих инструментов для ротационной обработки изделий на металлорежущих станках: Автореф. дис. ... д-ра техн. наук. Бишкек: 2013. 267 с.
5. **Ходжибергенов Д. Т.** Перспективные подходы к обработке материалов резанием // Машиностроитель. 2012. № 4. С. 37—42.
6. **Detailed** analysis of microstructure of intentionally formed built-up edges for improving wear behaviour in dry metal cutting process of steel / J. Kummel, J. Gibmeier, E. Müller an. ot. // Wear. 2014. Vol. 311. P. 21—30.
7. **Вильнер Г. С.** Описание процесса резания на основе различных реологических моделей // Технология машиностроения. 2001. № 9. С. 5.
8. **Metal** Machining: Theory and Applications / T. Childs, K. Maekawa, T. Obikawa, Y. Yamame. // Copublished in North. 2000. P. 408.
9. **Buchkremer S., Klocke F., Lung D.** Analytical study on the relationship between chip geometry and equivalent strain distribution on the free surface of chips in metal cutting // International Journal of Mechanical Sciences. 2014. Vol. 85. P. 88—103.
10. **Tresca H.** Bulletin de La Societe D'Encouragement-pour L'Industrie Nationale. 1873. P. 92.
11. **Ватульян А. О.** Обратные задачи в механике деформируемого твердого тела. ФИЗМАТЛИТ, 2007. 224 с.
12. **Ломакин В. А.** Статические задачи механики твердых деформируемых тел: Монография. М.: Ленанд, 2014. 144 с.
13. **Симвулиди И. А.** Расчет инженерных конструкций на упругом основании. М.: Высшая школа, 1973. 431 с.
14. **Масленникова В. Н.** Дифференциальные уравнения в частных производных. М.: РУДН, 1997. 447 с.
15. **Питер Д. Лакс.** Гиперболические дифференциальные уравнения в частных производных. Ижевск. НИЦ «Регулярная и хаотическая динамика», Институт компьютерных исследований, 2010. 296 с.